



Universidad Carlos III de Madrid

ANÁLISIS NUMÉRICO DE ENSAYOS DE TRACCIÓN SOBRE MATERIALES DÚCTILES

José María Egido Manso

Tutora: Guadalupe Vadillo Martín

A mi tutora
Guadalupe
y a mis padres
José y M^a Luz

Agradecimientos

Me gustaría aprovechar estas líneas para agradecer, a algunas personas cercanas, el apoyo y ayuda que me han prestado y que han hecho posible la realidad de una de mis mayores metas.

En primer lugar y con un gran afecto a Guadalupe, mi tutora de este proyecto por acercarme la oportunidad de conseguir mi sueño, por el apoyo tanto moral como de trabajo aportado en estos últimos meses, por la comprensión y la incesante dedicación, por la inmejorable puntualidad y la disponibilidad en cualquier momento, por la simpatía, buen carácter y amabilidad incluso en los momentos difíciles y por muchas más inmejorables cualidades, gracias por todo. También me gustaría dar las gracias a todo el departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras por los medios que me han aportado y el buen trato recibido. Especialmente me gustaría citar a J. Fernández Sáez por acercarme su experiencia y su buen saber hacer.

En segundo lugar, y no por ello menos importante, a mis padres José y M^a Luz por haber sabido enderezarme en los momentos de incertidumbre y por haber estado siempre en su sitio cuando les he necesitado. Gracias también a mis hermanos Federico y Cristina por haberme apoyado y ayudado en las situaciones en las que los padres no pueden hacerlo.

Por último a mis amigos, con los que he compartido malos y buenos momentos y con los que he adquirido mucha experiencia y he aprendido a afrontar todo tipo de situaciones. Quiero dar un agradecimiento especial a mi gran amiga Teresa, Tere para los amigos, que me ha ayudado mucho en los momentos difíciles y con quien he compartido muchos otros inolvidables. También me gustaría citar a Diego Martín que me ha ayudado a afrontar decisiones difíciles y me ha aportado toda su experiencia en la universidad, además de haber disfrutado juntos de diversas situaciones para mi desconocidas hasta ese momento.

A todos ellos muchas gracias.

ÍNDICE GENERAL

Índice general	III
Índice de figuras	VI
Índice de tablas	X
I Introducción	1
1. Introducción y objetivos	2
1.1. Introducción	2
1.2. Objetivos	3
II Modelo de material y simulación numérica	4
2. Conceptos generales de fractura dúctil	5
2.1. Concepto y teorías de fractura	5
2.1.1. Fractura dúctil	5
2.1.2. Modelo de Gurson Tvergaard Needleman (GTN)	10
2.1.3. Evolución de la porosidad para el modelo GTN	15
2.1.4. Influencia de la triaxialidad en los parámetros del modelo GTN	18
3. Dependencia de la triaxialidad con la geometría	23
3.1. Introducción	23

3.2. Análisis elastoplástico convencional en probetas cilíndricas: Solución de Bridgman	23
3.3. Comprobación numérica	28
4. Simulación numérica	32
4.1. Introducción	32
4.2. Geometría de las probetas	32
4.2.1. Introducción	32
4.2.2. Geometría de las probetas	32
4.2.3. Ensayo estático de tracción	33
4.3. Modelización numérica	37
4.3.1. Técnica numérica	37
4.3.2. Propiedades del material	40
4.3.3. Modelos de material utilizados:	41
4.3.4. Implementación de los modelos utilizados	42
4.4. Simulación de los ensayos	44
4.4.1. Mallas utilizadas	44
4.4.2. Condiciones de contorno	46
4.4.3. Variables de salida	48
III Resultados y conclusiones	50
5. Resultados	51
5.1. Introducción	51
5.2. Variables calculadas	51
5.3. Resultados de la simulación del ensayo de tracción	52
5.3.1. Curvas de carga frente a disminución de diámetro	54
5.3.2. Curvas de tensión en dirección longitudinal (σ_z) frente a disminución de diámetro	57
5.3.3. Curvas de deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$) frente a disminución de diámetro	60
5.3.4. Curvas de daño o porosidad frente a disminución de diámetro	62
5.4. Mapas de tensión	66
5.4.1. Mapas de tensión para la probeta 1	66
5.4.2. Mapas de tensión para la probeta 2	73
6. Conclusiones y futuros desarrollos	78
6.1. Conclusiones	78
6.2. Futuros desarrollos	79

ÍNDICE GENERAL

v

Bibliografía

80

ÍNDICE DE FIGURAS

2.1. Tipos de fractura.	6
2.2. Mecanismo de crecimiento dúctil de una fisura.	6
2.3. Nucleación de huecos.	7
2.4. Crecimiento de huecos.	8
2.5. Deformación localizada entre cavidades y coalescencia de huecos.	8
2.6. Etapas en el mecanismo de fractura dúctil 1	9
2.7. Etapas en el mecanismo de fractura dúctil 2	9
2.8. Etapas en el mecanismo de fractura dúctil 3	9
2.9. Única celda con único hueco según Gurson.	10
2.10. Malla de celda con hueco según Gurson.	11
2.11. Tensión equivalente.	14
2.12. Modelos de nucleación	16
2.13. Celdas según Kim y otros.	19
2.14. Análisis de Kim y otros	19
2.15. Malla para celda con hueco según Kim y otros.	20
2.16. Gráfica $f_c - T$ para varios valores de f_0	21
2.17. Gráfica $q_1 - T$ para varios valores de f_0	21
2.18. Gráfica $q_2 - T$ para varios valores de f_0	22
3.1. Ejemplo de gráfica tensión deformación.	24
3.2. Ejemplo de la corrección de Bridgman.	26
3.3. Parámetros de las ecuaciones 3.5 y 3.6.	27
3.4. Sección de la figura 3.3.	27
3.5. Curva Triaxialidad-Coordenada radial para la probeta 1	29
3.6. Curva Triaxialidad-Coordenada radial para la probeta 2	30
3.7. Situación de los nodos analizados	30

3.8. Curva Triaxialidad-Disminución de diámetro en % para la probeta 1	31
3.9. Curva Triaxialidad-Disminución de diámetro en % para la probeta 2	31
4.1. Geometría y dimensiones de la probeta1.	34
4.2. Geometría y dimensiones de la probeta2.	35
4.3. Esquema de la máquina de ensayos.	36
4.4. Imagen real de una máquina de ensayos Instron.	36
4.5. Esquema del método utilizado por ABAQUS.	38
4.6. Simetrías en las probetas	40
4.7. Curva tensión-deformación del material.	42
4.8. Ajuste de la gráfica q_1 -T.	44
4.9. Ajuste de la gráfica q_2 -T.	45
4.10. Ajuste de la gráfica f_c -T.	45
4.11. Malla de la probeta1	47
4.12. Malla de la probeta2	48
4.13. Condiciones de contorno.	49
5.1. Situación de los nodos analizados	53
5.2. Curva Carga-Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 . . .	54
5.3. Curva detalle Carga-Disminución de diámetro (%) para la probeta 1	55
5.4. Curva Carga-Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 . . .	55
5.5. Curva detalle Carga-Disminución de (%) diámetro para la probeta 2	56
5.6. Curva Tensión en dirección longitudinal σ_z -Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo eje	58
5.7. Curva Tensión en dirección longitudinal σ_z -Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo a 2,14 mm	58
5.8. Curva Tensión en dirección longitudinal σ_z -Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo entalla	59
5.9. Curva Deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$)-Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo eje	60
5.10. Curva Deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$)-Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo a 2,14 mm	61
5.11. Curva Deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$)-Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo Entalla	61
5.12. Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 en el Nodo Eje	63
5.13. Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 en el Nodo a 2,14 mm	63
5.14. Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 en el Nodo Entalla	64

5.15. Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 en el Nodo Eje	64
5.16. Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 en el Nodo a 2,14 mm	65
5.17. Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 en el Nodo Entalla	65
5.18. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 0,93 % para la probeta 1	67
5.19. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 4,49 % para la probeta 1	67
5.20. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 10,23 % para la probeta 1	68
5.21. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 15,18 % para la probeta 1	68
5.22. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 20 % para la probeta 1	69
5.23. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 26,25 % para la probeta 1	69
5.24. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 29,96 % para la probeta 1	70
5.25. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 34,17 % para la probeta 1	70
5.26. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 40,08 % para la probeta 1	71
5.27. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 45,95 % para la probeta 1	71
5.28. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 51,81 % para la probeta 1	72
5.29. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 1,12 % para la probeta 2	73
5.30. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 6,3 % para la probeta 2	74
5.31. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 10,58 % para la probeta 2	74
5.32. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 15,77 % para la probeta 2	75
5.33. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 19,56 % para la probeta 2	75
5.34. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 23,82 % para la probeta 2	76

5.35. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 28,5 % para la probeta 2	76
5.36. Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 33,55 % para la probeta 2	77

ÍNDICE DE TABLAS

4.1. Composición Química del Acero A316L	40
4.2. Propiedades mecánicas del acero	41
4.3. Densidad y coeficiente de Poisson del acero.	41
4.4. Parámetros constantes para el modelo GTN.	43
4.5. Parámetros constantes para el modelo GTN.	46

Parte I

Introducción

CAPÍTULO 1

Introducción y objetivos

1.1. Introducción

El estudio de muchos procesos de ingeniería avanzada, tales como los procesos de fabricación por conformado y corte, la predicción de la propagación de fisuras en paneles de pequeño espesor etc..., requieren el conocimiento y modelización de los fenómenos de deformación y rotura de materiales dúctiles.

Una de las alternativas para abordar estos problemas consiste en utilizar modelos basados en planteamientos micromecánicos. El más utilizado es el modelo de Gurson-Tvergaard-Needleman. Este modelo depende de dos parámetros, q_1 y q_2 que, como diferentes autores han puesto de manifiesto, no son constantes universales, sino que dependen de diferentes factores, unos dependientes del material y otros relativos al campo tensional.

La experiencia demuestra que uno de los principales problemas que presenta este modelo es la dificultad de determinar los valores óptimos de q_1 y q_2 ya que, al ser éstos parámetros dependientes del campo tensional, varían al ser utilizados en diferentes geometrías de probeta.

La dependencia de los parámetros del modelo GTN con el campo tensional ha sido analizada y cuantificada por diferentes autores, sin embargo, la respuesta del modelo GTN con parámetros dependientes del campo tensional aplicados a diferentes geometrías de probeta no ha sido aún analizada.

En este contexto se plantea este proyecto fin de carreta cuya motivación

consiste en estudiar las diferencias en las respuestas del modelo GTN utilizando, para distintas geometrías, parámetros constantes y variables con el campo tensional .

1.2. Objetivos

En este proyecto se realiza un estudio para comprobar la dependencia de los parámetros del modelo de Gurson con la triaxialidad. Para ello se parte de dos probetas cilíndricas con entalla circular, con las mismas propiedades de material, pero con distintos radios de entalla. De esta manera se consigue inducir valores de triaxialidad diferentes para las dos probetas.

En primer lugar se realizará un análisis preliminar teórico mediante la solución de Bridgman que permitirá conocer la tendencia de la variación de la triaxialidad en diferentes puntos dentro de la sección más estrecha de la probeta.

Después se pasará a simular estas probetas por el método de elementos finitos, utilizando el modelo de material GTN¹ de dos formas distintas:

- Utilizando los parámetros de ajuste q_1 y q_2 constantes.
- Con los parámetros de ajuste dependientes de la triaxialidad.

Por último se extraerán conclusiones de los resultados obtenidos con ambos modelos.

¹Modelo de Gurson Tvergaard y Needleman

Parte II

Modelo de material y simulación numérica

CAPÍTULO 2

Conceptos generales de fractura dúctil

2.1. Concepto y teorías de fractura

En los metales existen fundamentalmente tres tipos de fractura: fractura frágil, fractura dúctil y fractura por fatiga.

- La **fractura frágil** (figura 2.1 (a) y (b)) se produce para tensiones por debajo del límite elástico del material y está asociada con fisuras y defectos que existen en el material. Se caracteriza por una baja absorción de energía y una ausencia de deformación plástica visible.
- La **fractura por fatiga** se produce por la aplicación de cargas cíclicas durante un cierto periodo de tiempo. Se forma una fisura que crece hasta un valor crítico a partir del cual se propaga inestablemente.
- La **fractura dúctil** (figura 2.1 (c)) se produce como resultado de la nucleación, crecimiento y coalescencia de huecos. Se caracteriza por la absorción de gran cantidad de energía y va acompañada de grandes deformaciones plásticas.

En este proyecto, nos vamos a centrar en la fractura dúctil, por lo que pasamos a explicar más detenidamente este concepto.

2.1.1. Fractura dúctil

En numerosas ocasiones se encuentran materiales que contienen defectos de fabricación, como pueden ser fisuras, o defectos producidos durante de su

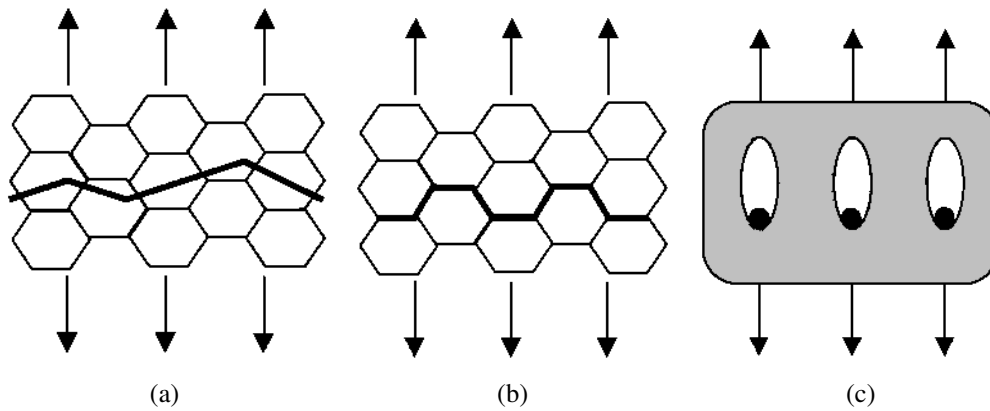


Figura 2.1: Tipos de fractura. (a) Fractura frágil transgranular, (b) Fractura frágil intergranular, (c) Fractura dúctil

funcionamiento, por eso es interesante estudiar de qué manera varía el campo de tensiones cerca de estas zonas, y cómo va a ser modificado el criterio de fractura cuando se presentan este tipo de situaciones.

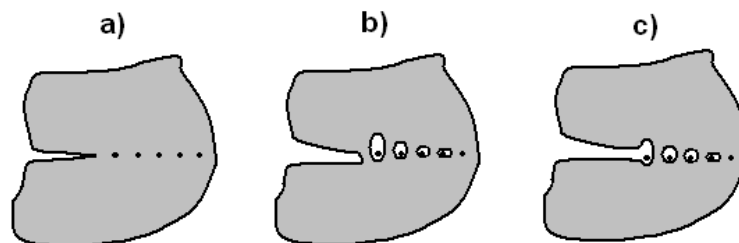


Figura 2.2: Mecanismo de crecimiento dúctil de una fisura.

Si se tiene una estructura que contiene una fisura (fig 2.2), y se le aplica una carga, el campo de tensiones que se crea en la zona cercana a la fisura será suficiente para que se inicie la nucleación de los huecos. Estos huecos van creciendo a medida que la fisura se propaga, y en ocasiones se unirán, dando lugar así a la rotura del material.

La resistencia de los componentes mecánicos con comportamiento dúctil se pueden evaluar mediante diferentes aproximaciones generales que permiten estudiar tanto casos sencillos como casos complejos (esfuerzos termomecánicos, etc). Estas aproximaciones pueden dividirse en dos grandes grupos: aproximaciones

globales y aproximaciones locales. Las **aproximaciones globales** se basan en la mecánica convencional de fractura, ya sea la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal, La Mecánica de Fractura Elastoplástica, o la Mecánica de la Fractura No Lineal. De forma general, estos métodos suponen que los campos de tensiones y deformaciones en un componente mecánico se pueden describir adecuadamente mediante uno o más parámetros (según sean aproximaciones uniparamétricas o biparamétricas). En estas técnicas globales es suficiente el conocimiento de las propiedades mecánicas convencionales del material, no siendo necesario conocer la microestructura del mismo ni su comportamiento micromecánico.

Las **aproximaciones locales** de fractura se basan en el hecho de que el comportamiento macroscópico de un material se puede modelizar con la ayuda de ciertos criterios de fractura locales. Estas aproximaciones requieren un conocimiento preciso de la microestructura y de los micromecanismos de daño, así como del campo de tensiones y deformaciones en la zona crítica del componente mecánico, por lo que no son opuestas a las aproximaciones globales, sino complementarias.

En este proyecto se va a estudiar la fractura dúctil del material desde el punto de vista de las aproximaciones locales. Esta fractura dúctil ocurre como resultado de tres procesos durante la deformación plástica. Nucleación de huecos, crecimiento y coalescencia de éstos hasta producir la rotura final. Pasamos a explicar cada uno de estos procesos:

La **Nucleación** se produce como resultado de la presencia de segundas fases dentro del material, por ejemplo sulfuros para el caso de los aceros. Consiste en la ruptura de estas segundas fases o en la separación entre las inclusiones y la matriz rompiendo los enlaces existentes entre ellos. Para que se produzca el fenómeno de nucleación es necesario superar un valor de tensión concreta y suele ocurrir cerca del punto de plastificación. Se puede observar el proceso de nucleación de microvacíos en la figura 2.3.

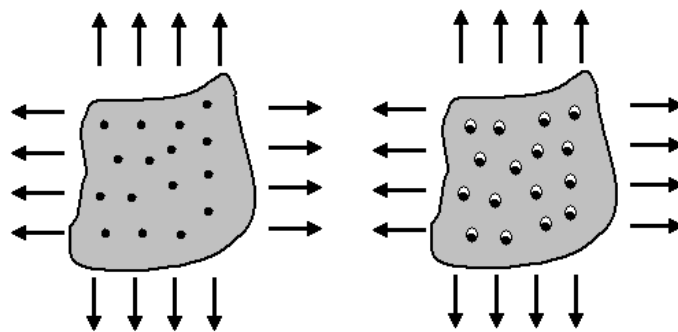


Figura 2.3: Nucleación de huecos.

El **Crecimiento** (figura 2.4) de huecos se rige por la ley de la conservación de la masa. En esta etapa se produce no sólo un crecimiento de los huecos, sino también un cambio de forma de estos. Este proceso depende fundamentalmente de la triaxialidad del campo tensional.

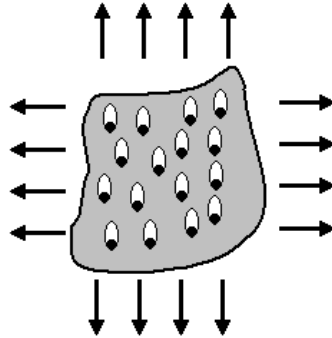


Figura 2.4: Crecimiento de huecos.

La **Coalescencia** de huecos es el proceso final de daño dúctil. Debido a la presencia de una elevada deformación de la matriz existente entre los microvacíos se produce una rotura de la matriz y la unión de huecos. De esta manera se produce una fisura y se limita la región de crecimiento de grieta además de aparecer un efecto de daño localizado. Esta coalescencia de huecos y posterior fisura se puede encontrar en cualquier lugar y puede tener cualquier orientación en el espacio. Se observa la coalescencia de microvacíos en la figura 2.5.

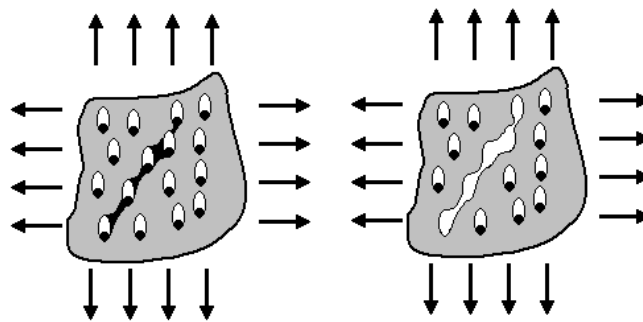


Figura 2.5: Deformación localizada entre cavidades y coalescencia de huecos.

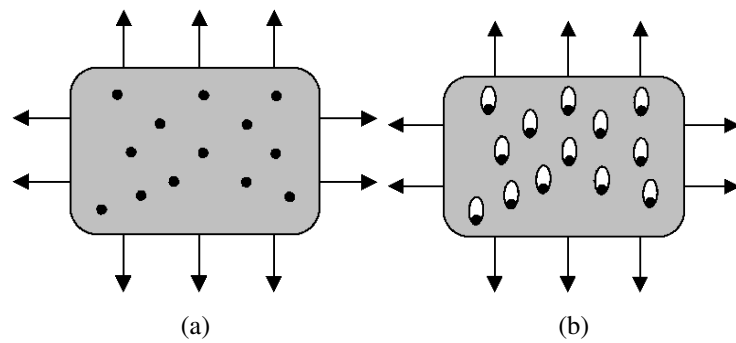


Figura 2.6: Etapas en el mecanismo de fractura dúctil. (a) Inclusiones en una matriz dúctil, (b) Nucleación de huecos,

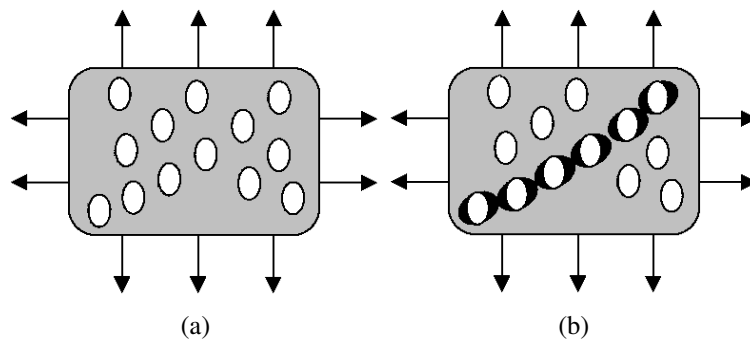


Figura 2.7: Etapas en el mecanismo de fractura dúctil. (a) Crecimiento de huecos, (b) Concentración de deformaciones alrededor de los huecos.

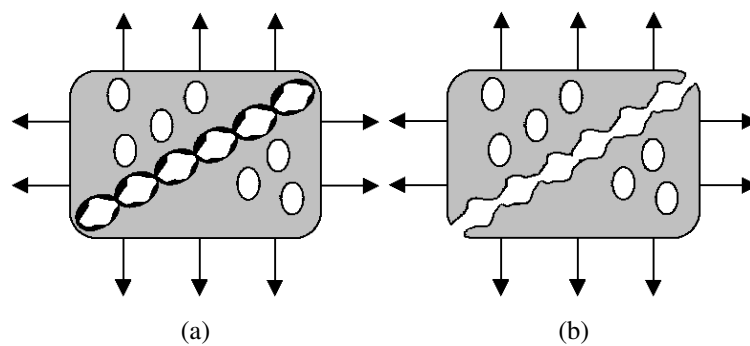


Figura 2.8: Etapas en el mecanismo de fractura dúctil. (a) Formación de cuellos entre huecos, (b) Coalescencia de huecos y fractura final.

En las figuras 2.6, 2.7 y 2.8 se observa con más detalle el proceso de fractura de un material dúctil.

En materiales donde las inclusiones y las partículas de segundas fases están muy unidas a la matriz, la nucleación de huecos suele ser el paso crítico que conduce a la fractura inmediata. En cambio, cuando la nucleación de huecos ocurre con cierta facilidad, el momento de la fractura va a depender del crecimiento y la coalescencia de huecos, los cuales crecerán hasta un tamaño crítico, creándose entre ellos una inestabilidad plástica en la coalescencia que conducirá a la rotura del material.

2.1.2. Modelo de Gurson Tvergaard Needleman (GTN)

Una de las aproximaciones más conocidas para modelizar los mecanismos de fractura dúctil, teniendo en cuenta la presencia de microvacíos es el **modelo de Gurson**. Para formular este modelo, Gurson consideró una celda con hueco de un material elastoplástico de Von Mises y la equiparó a una nueva celda de un material continuo y de propiedades diferentes a las del modelo de Von Mises inicial en el que se representa la presencia del hueco con la introducción de una nueva variable, la variable de daño o porosidad (fracción volumétrica de microvacíos), como se muestra en la figura 2.9.

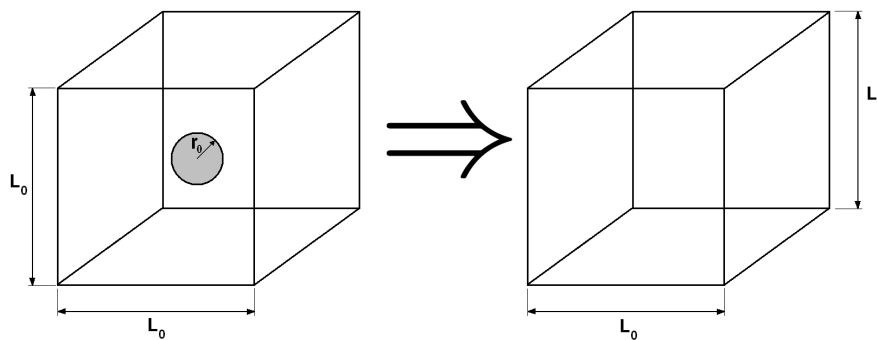


Figura 2.9: Única celda con único hueco según Gurson.

En la figura 2.10 se muestra la geometría de la malla que se utiliza para simular numéricamente la celda con hueco de la figura 2.9.

De esta manera Gurson obtuvo la siguiente función de plastificación:

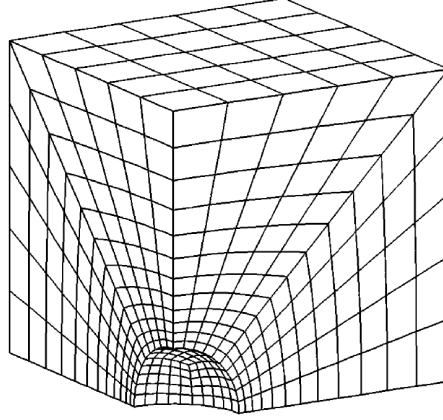


Figura 2.10: Malla de celda con hueco según Gurson.

$$\Phi(\sigma_e, \sigma_h, \sigma_y, f) = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_y}\right)^2 + 2 \cdot \cosh\left(\frac{3 \cdot \sigma_h}{2 \cdot \sigma_y}\right) - (1 + f^2) = 0 \quad (2.1)$$

donde σ_h es la tensión hidrostática macroscópica, σ_y es el límite elástico, σ_e es la tensión macroscópica efectiva de Von Mises, definida en la ecuación 2.9 y f es el daño o porosidad $f = \frac{V_{\text{hueco}}}{V_{\text{celda}}}$. Para la figura 2.9 se puede decir que la porosidad es $f = \frac{\frac{4}{3}\pi r^3}{L_0^3}$.

La teoría de Gurson predice el comportamiento del material de mejor manera que la teoría clásica ya que es dependiente de la tensión hidrostática σ_h del material.

Además este modelo también muestra dependencia con la porosidad de tal manera que cuando la porosidad es nula, la ley de comportamiento queda reducida a la ley clásica de Von Mises para un material isótropo:

$$\text{si } f=0 \rightarrow \Phi = \frac{(\sigma_e)^2}{(\sigma_y)^2} - 1 = 0 \Rightarrow \sigma_e = \sigma_y \text{ (Von Mises)} \quad (2.2)$$

Pese a que este modelo es más aproximado a la realidad que la teoría clásica ya que asume que la fractura dúctil es resultado de la inestabilidad plástica que se produce en una banda de deformación localizada, no predice la inestabilidad por coalescencia de los huecos, de tal manera que sobreestima la capacidad resistente del material en la parte final, es decir, en la zona cercana a su rotura. Por este

motivo y para evitar sobreestimar la deformación de rotura de los materiales, Tvergaard [8] modificó la teoría de Gurson introduciendo unos parámetros de ajuste q_1 y q_2 . Después esta teoría fue de nuevo modificada por Tvergaard y Needleman [4] para predecir de forma más precisa la coalescencia final de los huecos, que se ignoraba en los modelos anteriores. Este modelo pasa a llamarse **modelo de Gurson, Tvergaard y Needleman (GTN)** y se muestra en las ecuaciones 2.3 y 2.4.

$$\Phi(\sigma_h, \sigma_h, \sigma_y, f) = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_y}\right)^2 + 2 \cdot q_1 \cdot f^* \cdot \cosh\left(\frac{3 \cdot q_2 \cdot \sigma_h}{2 \cdot \sigma_y}\right) - 1 - (q_1 \cdot f^*)^2 = 0 \quad (2.3)$$

siendo q_1 y q_2 constantes cuyos valores típicos para los metales suelen ser $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$ y f^* es la porosidad modificada (ecuación 2.4).

$$f^* = \begin{cases} f & \text{si } f \leq f_c \\ f_c + \frac{(f_u^* - f_c) \cdot (f - f_c)}{(f_f - f_c)} & \text{si } f_c < f < f_f \\ f_u^* & \text{si } f \geq f_f \end{cases} \quad (2.4)$$

Según este modelo, se define un parámetro de daño efectivo f^* , cuya evolución se acelera para describir de forma aproximada el estado final anterior a la ruptura durante el cual tiene lugar la coalescencia de huecos individuales. La aceleración comienza a partir de un valor de **porosidad crítica** (f_c) que marca el inicio de la coalescencia. Después del inicio de la coalescencia el hueco se expande rápidamente en la dirección radial hasta el fallo final del ligamento. La **porosidad final** de fallo (f_f) es el valor de f para el cual la capacidad de carga del material es nula y suele tomarse $f_f = 0,15$ y la **porosidad última** ($f_u^* = \frac{1}{q_1}$) es el valor de f para el cual el material pierde por completo su capacidad de carga resistente.

No obstante, hay que tener en cuenta que, si bien los valores de porosidad y fracción volumétrica de huecos según estos ajustes reproducen el comportamiento del material, no guardan relación con los valores de porosidades físicas observados experimentalmente en los procesos de fractura dúctil, es decir, no tienen significado físico en términos de los mecanismos de rotura dúctil.

Después de esta modificación realizada por Tvergaard y Needleman existe una mejor aproximación que se consigue con la unión del modelo de Gurson modificado (GTN) y el criterio de coalescencia de Thomason [8] que resulta bastante precisa tanto para distintos niveles de triaxialidad como para materiales con o sin endurecimiento por deformación. Este nuevo criterio se denomina

modelo de **Gurson completo** y se muestra en las ecuaciones 2.5 y 2.6.

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_y} < \left[\alpha_c \cdot \left(\frac{1}{r_p} - 1 \right)^2 + \frac{\beta_c}{\sqrt{r_p}} \right] \cdot (1 - \pi \cdot r_p^2) \Rightarrow \text{no hay coalescencia} \quad (2.5)$$

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_y} = \left[\alpha_c \cdot \left(\frac{1}{r_p} - 1 \right)^2 + \frac{\beta_c}{\sqrt{r_p}} \right] \cdot (1 - \pi \cdot r_p^2) \Rightarrow \text{hay coalescencia} \quad (2.6)$$

donde la ecuación 2.5 se relaciona con el estado de deformación homogéneo y la ecuación 2.6 con la carga límite plástica para que se produzca la coalescencia (estado de deformación localizado), σ_1 es la tensión principal máxima, $\alpha_c = \alpha_{coalescencia}$ y $\beta_c = \beta_{coalescencia}$ son constantes de valores $\alpha_{coalescencia} = 0,1$, $\beta_{coalescencia} = 1,2$.

$r_p = r_{poros}$ es una medida de la fracción del ligamento ocupado por los poros, que en el caso general y considerando que los huecos evolucionan de forma esférica se expresa como:

$$r_p = \frac{\sqrt[3]{\left(\frac{3 \cdot f}{4 \cdot \pi}\right) \cdot \exp(\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3)}}{\frac{\sqrt{\exp(\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3)}}{2}} \quad (2.7)$$

donde f es la porosidad y ε_1 , ε_2 y ε_3 son las deformaciones principales. Para el caso de deformación plana tenemos:

$$r_p = \frac{\sqrt[3]{\left(\frac{3 \cdot f}{4 \cdot \pi}\right) \cdot \exp(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}}{\frac{\sqrt{\exp(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}}{2}} \quad (2.8)$$

Tensión equivalente de Von Mises:

Existen infinidad de casos en los que un material va a estar sometido a un estado tensional complejo. Como generalmente la información de que se dispone de ese material es su límite elástico σ_y , obtenido en el ensayo de tracción, sería deseable poder establecer algún criterio que nos permitiera encontrar un estado

de tracción uniaxial equivalente al estado triaxial que se considere y así hacer posible la comparación de esta tensión equivalente con el límite elástico del material.

Varios son los criterios que se han propuesto para fijar la *tensión equivalente*, es decir, la tensión que existiría en una probeta de ese material sometido a tracción uniaxial tal que tuviera igual resistencia que el elemento del sólido elástico sometido al estado de tensión triaxial dado, todos ellos inspirados en las teorías propuestas para explicar el comienzo del comportamiento no elástico del material.

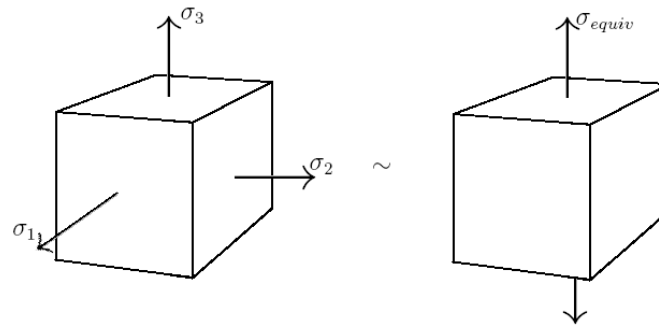


Figura 2.11: Tensión equivalente.

Probablemente, la tensión equivalente más utilizada y extendida sea la de Von Mises, cuyo valor se muestra en la ecuación 2.9.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.9)$$

donde σ_1 , σ_2 , σ_3 son las tensiones principales del material sometido a un estado tensional cualquiera, como se indica en la figura 2.11.

Las teorías de fractura dúctil establecen criterios locales de fractura, según los cuales el inicio de la fractura está marcado por una deformación plástica crítica que se alcanza en un mínimo volumen de material, necesario para que operen los mecanismos de fractura. La deformación plástica está inducida por tensiones cortantes que generan movimientos de dislocación y que se miden a través de la tensión efectiva (o tensión equivalente de Von Mises).

La triaxialidad del campo tensional T , se define como.

$$T = \frac{\sigma_h}{\sigma_e} \quad (2.10)$$

siendo σ_e la tensión equivalente de Von Mises y σ_h la tensión hidrostática, función de las tensiones principales que aparecen en la figura 2.11.

$$\sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2.11)$$

2.1.3. Evolución de la porosidad para el modelo GTN

La evolución de la porosidad se debe tanto al crecimiento de los huecos pre-existentes como a la nucleación de nuevos huecos, de forma que se puede escribir [8]:

$$\dot{f} = \dot{f}_{\text{crecimiento}} + \dot{f}_{\text{nucleacion}} \quad (2.12)$$

$$\dot{f} = \frac{df}{dt} \quad (2.13)$$

La **Nucleación de huecos** presenta una gran dificultad a la hora de modelizar cualquier problema de fractura dúctil, sobre todo en el momento de definir las inclusiones y partículas de segundas fases que están presentes en una matriz que se deforma plásticamente. El tamaño de estas partículas e inclusiones puede variar desde aproximadamente $0,01\mu m$, hasta valores muy superiores a 1 ó $2\mu m$. Cuando el diámetro de las partículas es inferior a $1\mu m$, es necesario utilizar modelos de dislocaciones para describir el proceso de nucleación y estimar los efectos de concentración local de tensiones en la intercara partícula-matriz. Cuando las partículas tienen diámetros muy superiores a $1\mu m$, son aplicables modelos plásticos continuos. Por otra parte, la forma de estas partículas e inclusiones puede ser desde esférica hasta laminar, pasando por formas angulosas. Esta gran variación de tamaño y forma de las partículas nucleantes hace que la modelización del problema de nucleación de microhuecos sea, por tanto, de gran complejidad.

La ley de nucleación varia en gran medida en función del material que se considere y normalmente se controla por deformación, por ser más sencillo de incorporar en los modelos de elementos finitos. Así se puede escribir:

$$df_n = f_\varepsilon(\bar{\varepsilon}^p) \cdot d\bar{\varepsilon}^p \Leftrightarrow \dot{f}_n = f_\varepsilon(\bar{\varepsilon}^p) \cdot \dot{\bar{\varepsilon}}^p \Leftrightarrow \dot{f} = (1 - f)\dot{\bar{\varepsilon}}^p \quad (2.14)$$

donde f_ε representa la intensidad de nucleación de huecos y $\bar{\varepsilon}^p$ es la deformación plástica equivalente de la matriz.

Modelo agrupado: Existen muchos materiales de ingeniería que contienen grandes inclusiones, tales como sulfuros de manganeso u óxidos de aluminio

cuyos huecos se pueden nuclear a partir de las inclusiones que se despegan de la matriz en las primeras etapas de la deformación plástica. Para estos materiales y el ámbito de los modelos de nucleación sencillos, se puede utilizar el modelo agrupado para simular la nucleación de huecos. Según este modelo (figura 2.12(a)) todos los huecos se nuclean al comienzo de la deformación plástica definiendo la llamada fracción volumétrica inicial de huecos o porosidad inicial, f_0 . Para los materiales en los que los huecos se nuclean a partir de carburos o fases intermetálicas, suele ser más adecuado utilizar un *modelo de nucleación continuo* (figura 2.12(b)), en el que se considera que la cantidad de huecos nucleados es proporcional al incremento de la deformación plástica equivalente $A_0 = \frac{df_n}{d\bar{\varepsilon}^p}$.

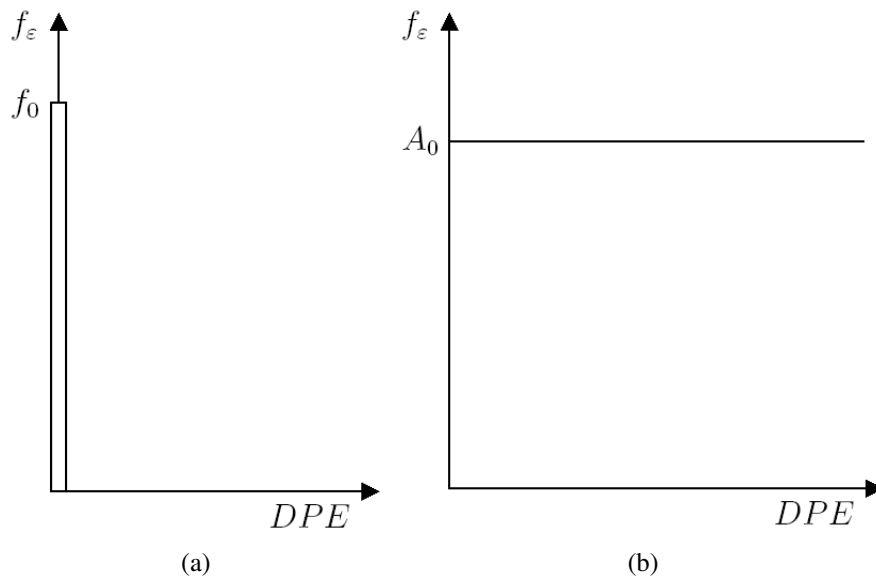


Figura 2.12: Modelos de nucleación. (a) Agrupada, (b) Continua

No obstante, a pesar de que la utilización de estos modelos es suficiente en muchos casos, los modelos de nucleación continuos (modelos homogéneos), aunque pueden ser válidos para predecir el comportamiento de materiales porosos (materiales heterogéneos), no son adecuados para predecir el fallo, ya que el daño dúctil está controlado por las heterogeneidades del material.

Por otra parte, en la práctica, no todas las partículas o inclusiones que son susceptibles de generar huecos llegan a nuclear, siendo por tanto conveniente introducir modelos de nucleación más complejos que consideren la nucleación como una variable aleatoria que sigue una determinada distribución de probabilidad.

Crecimiento de huecos: Una vez superada la deformación de nucleación, un flujo plástico continuo ocasiona el crecimiento de los microhuecos hasta unos tamaños muy superiores a los iniciales. El tamaño y la forma de los microhuecos viene determinada por la superposición de las componentes de cambio volumétrico y cambio de forma, que amplifican la distorsión impuesta por el campo de deformación. Otro aspecto a tener en cuenta en el crecimiento es la forma inicial de los huecos (de especial interés cuando el material se ha obtenido por determinados procesos de fabricación, tales como la laminación o la forja) que, como se ha comentado al hablar de nucleación, puede ser muy variada. Por otra parte, aun en el caso de huecos inicialmente esféricos, durante su crecimiento pueden evolucionar hacia formas alargadas a triaxialidades bajas y aplastadas a triaxialidades altas. Para una porosidad dada, los huecos alargados tienen un área proyectada sobre el plano de fractura menor que los huecos esféricos, mientras que los huecos aplastados tiene un área mayor. Así, las formas alargadas darán lugar a una tenacidad a la fractura mayor que las esféricas, y las aplastadas a una menor. Para tener en cuenta todos estos fenómenos de forma inicial y evolución de los huecos, han surgido distintas modificaciones del modelo de gurson, que utilizan modelos de nucleación en capas y en columnas, y que consideran además del crecimiento dilatacional o volumétrico, el cambio de forma de los huecos. Estos modelos, mucho más complejos, permiten trabajar con valores de los parámetros más cercanos a los reales. Sin embargo, en muchas situaciones el incremento en la complejidad del modelo y en el tiempo de cálculo no se traduce en una gran mejora de los resultados, por lo que su uso sólo está justificado en casos muy concretos.

Para los huecos preexistentes, el modelo GTN puede describir el efecto de ablandamiento producido por los huecos en el comportamiento del material y al mismo tiempo predecir la variación del crecimiento de huecos durante la deformación plástica.

Hay que destacar que aunque el comportamiento de la matriz es incompresible ya que esta utiliza el modelo de Von Mises, el comportamiento macroscópico del material no satisface la incompresibilidad debido a la presencia de huecos, de tal manera que el incremento de volumen del material es igual al cambio de volumen experimentado por los huecos como dista la ecuación 2.14.

Coalescencia de huecos: El criterio de inicio de coalescencia más extendido sugiere que la coalescencia comienza cuando se alcanza una porosidad crítica, que es una constante del material. No obstante, estudios teóricos, numéricos y experimentales más profundos han demostrado que el criterio de coalescencia debe incluir información microestructural relativa a las dimensiones hueco-ligamento,

a la geometría y al estado de tensiones, ya que si el valor de la porosidad crítica se ajusta a partir de ensayos de tracción, como se sugería anteriormente, se pueden obtener infinitas parejas de (f_0, f_c) que dan idénticas predicciones. Esta no unicidad del problema debe atribuirse a la incapacidad del modelo de Gurson de predecir automáticamente la coalescencia de los huecos. A pesar de las modificaciones introducidas por algunos autores, es especial Tvergaard y Needleman, el modelo de Gurson sólo puede simular la nucleación y el crecimiento de microcavidades, siendo incapaz de predecir de forma intrínseca la coalescencia de las mismas. Esto se debe a que para la obtención del modelo sólo se ha considerado un modo de deformación homogéneo. Para solucionar esta carencia del modelo, se ha introducido en el mismo un criterio de coalescencia empírico: la coalescencia se produce cuando se alcanza una fracción volumétrica de huecos crítica f_c . El valor de esta se selecciona de antemano o se obtiene mediante el ajuste numérico de los resultados obtenidos a partir de ensayos de tracción y se introduce en el modelo como un valor constante. La coalescencia induce un incremento en la velocidad de crecimiento de los huecos y una transición en la evolución de la forma de los huecos. Después del inicio de la coalescencia, el hueco se expande rápidamente en la dirección radial hasta el fallo final del ligamento. Durante este proceso, el crecimiento axial de los huecos permanece pequeño. La porosidad crítica para la cual comienza la coalescencia depende en gran medida de la triaxialidad del estado de tensiones y de la porosidad inicial. Esta dependencia es tan acusada que el criterio de porosidad crítica constante no es válido para triaxialidades bajas y medias. Para triaxialidades muy elevadas, aunque la porosidad crítica sigue variando con la triaxialidad, esta variación es menos acusada y el criterio de porosidad crítica constante, aunque sigue sin ser válido, conduce a unos resultados menos alejados de los reales.

2.1.4. Influencia de la triaxialidad en los parámetros del modelo GTN

Tanto para el modelo GTN como para el modelo de Gurson se suponen valores de q_1 , q_2 y f_c constantes, pero algunos investigadores como Kim y otros [7] ponen de manifiesto que estos parámetros, además de depender de las propiedades del material, varían también con la porosidad inicial y con el estado tensional a través de parámetros de triaxialidad del mismo. A continuación se explica el análisis realizado por estos autores para determinar la dependencia de los parámetros q_1 , q_2 y f_c de la triaxialidad y el valor del daño inicial f_0

Estos autores tomaron una celda del material y la simulaban numéricamente

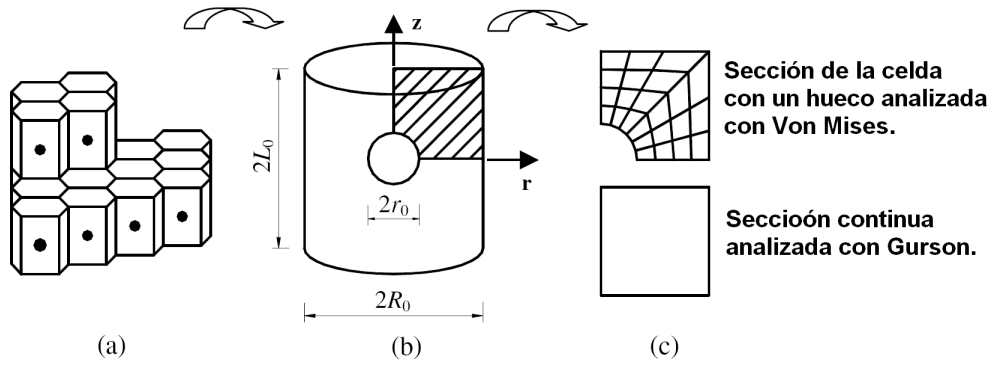


Figura 2.13: Celdas según Kim y otros.

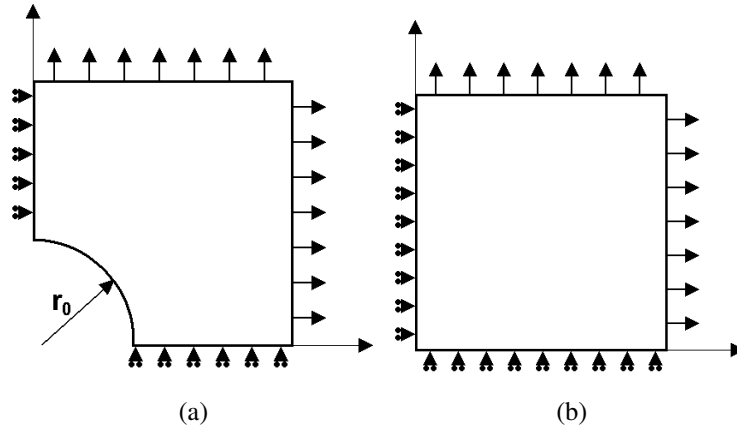


Figura 2.14: Análisis de Kim y otros. (a) Celda con hueco, (b) celda sin hueco

con una porosidad inicial f_0 concreta y imponiendo unas condiciones de contorno tales que se mantiene la triaxialidad constante para todo el ensayo.

- Primero simulaban numéricamente aplicando el modelo de Von Mises a la celda con hueco, con una f_0 concreta (figura 2.14 (a)). Este daño inicial f_0 se impone mediante la geometría de la celda ya que la porosidad se define como el volumen de los huecos partido por el volumen de la matriz continua. Para este caso la porosidad inicial es $f_0 = \frac{\frac{4}{3}\pi r_0^3}{\pi R_0^2 \cdot 2L_0}$. Posteriormente obtuvieron las curvas de tensión-deformación y evolución del daño-deformación para dichos valores de daño inicial y triaxialidad. La malla utilizada para simular la probeta con hueco se muestra en la figura 2.15.
- Después se simulaban una celda continua aplicando el modelo GTN con

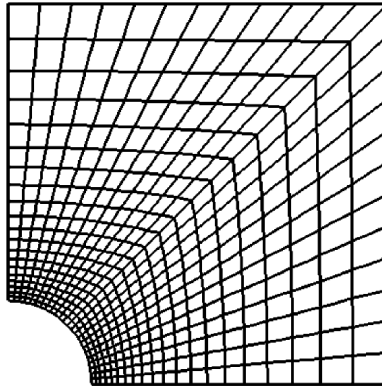
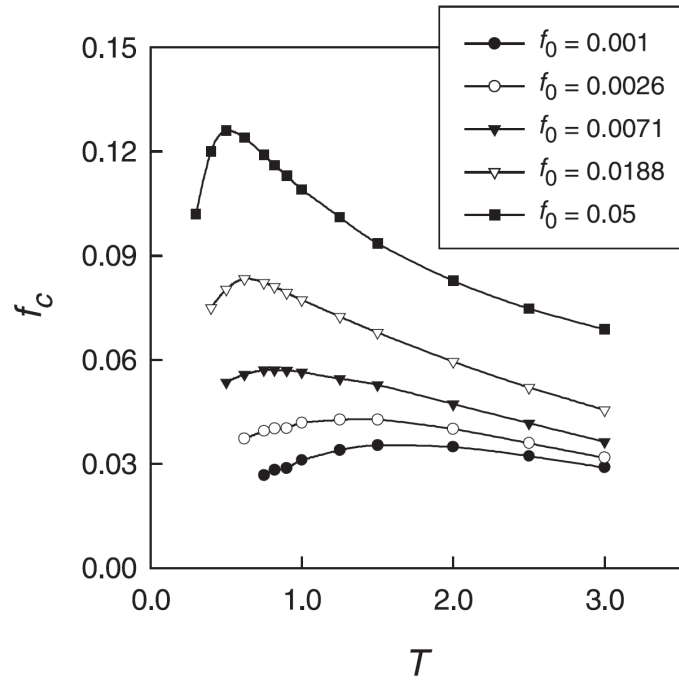
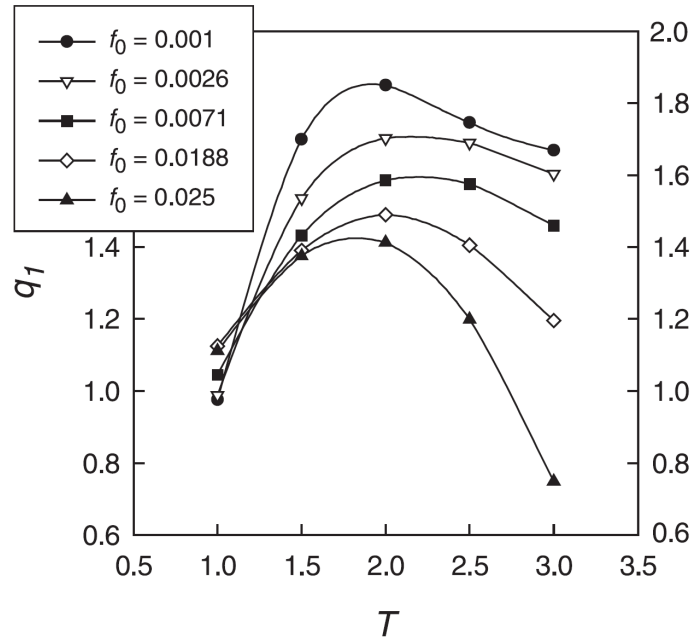


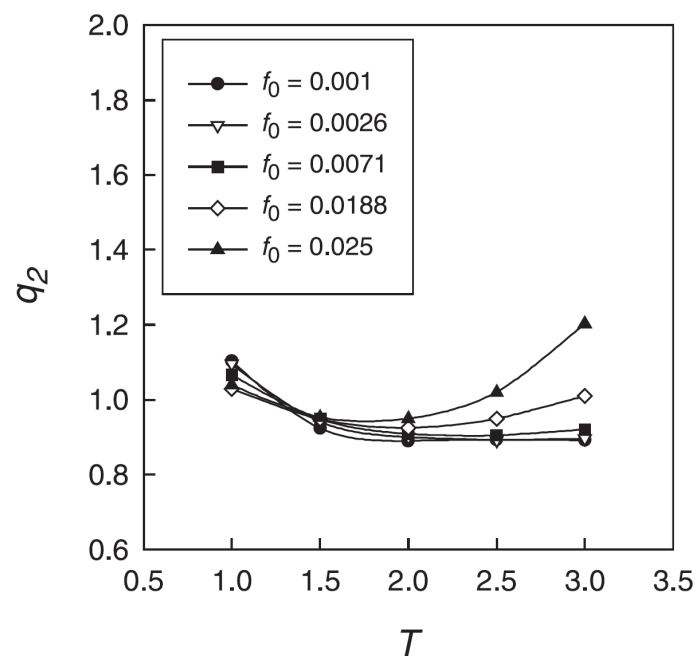
Figura 2.15: Malla para celda con hueco según Kim y otros.

varias combinaciones de q_1 , q_2 y f_c (figura 2.14 (b)). Obtuvieron también las curvas tensión-deformación y variación del daño-deformación para esta celda.

Minimizando los errores entre las curvas carga-desplazamiento y variación del daño-deformación de los dos tipos de simulaciones se obtienen los parámetros q_1 , q_2 y f_c óptimos. Estos parámetros son para una triaxialidad concreta, la que se ha impuesto con las condiciones de contorno, y para un daño inicial también concreto, definido por la geometría de la probeta de la figura 2.14 (a). Este mismo proceso hay que realizarlo para distintas triaxialidades manteniendo la misma porosidad inicial y de esta manera se obtiene las curvas de los parámetros q_1 , q_2 y f_c en función de la triaxialidad para una porosidad inicial concreta. Este mismo proceso se realiza para un rango de porosidades iniciales.

de esta manera Kim y otros obtienen las curvas de q_1 , q_2 y f_c en función de la triaxialidad que se muestran en las figuras 2.16, 2.17 y 2.18.

Figura 2.16: Gráfica $f_c - T$ para varios valores de f_0 .Figura 2.17: Gráfica $q_1 - T$ para varios valores de f_0 .

Figura 2.18: Gráfica $q_2 - T$ para varios valores de f_0 .

CAPÍTULO 3

Dependencia de la triaxialidad con la geometría

3.1. Introducción

Para una probeta cilíndrica sin entalla la triaxialidad del campo tensional es constante para toda la probeta, es decir, presenta el mismo valor para todos los puntos de ésta.

Cuando la probeta presenta una entalla aparece una concentración de tensiones alrededor de dicha entalla dando lugar a que la triaxialidad no sea constante para toda la probeta como en el caso de la probeta sin entalla, por tanto los valores de triaxialidad en la probeta dependen de la geometría de la entalla.

Bridgman presenta una solución a este problema citando una ecuación en la que aparece la triaxialidad en función de la geometría de la entalla como se comenta a continuación:

3.2. Análisis elastoplástico convencional en probetas cilíndricas: Solución de Bridgman

Las propiedades de un material vienen definidas por una curva tensión deformación concreta, la cual se divide en parte elástica y parte plástica. La tensión de la parte plástica del material, límite elástico σ_y , se relaciona con la deformación

plástica equivalente $\bar{\varepsilon}^p$ mediante la ecuación potencial $\sigma_y = A + B \cdot (\bar{\varepsilon}^p)^N$. La deformación total de un punto de la zona plástica del material es igual a la suma de la de deformación plástica equivalente y la deformación elástica. En la figura 3.1 se puede observar un ejemplo de curva tensión deformación.

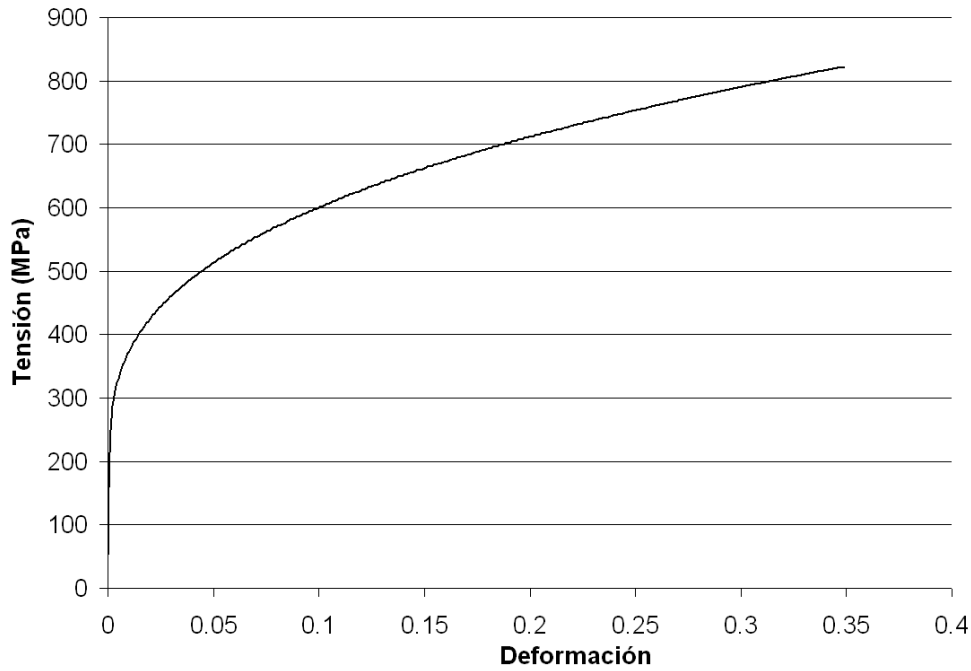


Figura 3.1: Ejemplo de gráfica tensión deformación.

Los dos métodos de Bridgman [2] [6] [9] [10] que se explican a continuación son una aproximación a la realidad. Por este motivo no se habla de tensión hidrostática sino que se habla de tensión de Bridgman σ_B , de modo que la tensión de Bridgman es una aproximación a la tensión hidrostática real.

- El **Método 1** [2] permite calcular una tensión media a lo largo de la línea de sección mínima de la probeta, es decir, en la zona entallada. Consiste en multiplicar el límite elástico σ_y verdadero por el factor corrector B ($\sigma_{y(verdadera)} = \tilde{\sigma}$).

$$\tilde{\sigma}_B = B \cdot \tilde{\sigma} \quad (3.1)$$

siendo $\tilde{\sigma}_B$ la tensión verdadera de Bridgman, que es una aproximación a la tensión hidrostática. Según esta ecuación la triaxialidad aproximada es igual al factor de corrección B . A continuación se muestra la ecuación con la cual podemos calcular este factor de corrección B :

$$B = 0,83 - 0,186 \log \tilde{\varepsilon} \leftarrow (0,15 \leq \tilde{\varepsilon} \leq 3) \quad (3.2)$$

siendo $\tilde{\varepsilon}$ la deformación verdadera para el punto del ensayo que se quiere calcular. El logaritmo mostrado en la ecuación 3.2 es de base 10. No es posible calcular el factor de corrección B de Bridgman para cualquier valor, sino que queda limitado a una deformación verdadera contenida entre 0.15 y 3.

En la figura 3.2 se puede observar una gráfica con un ejemplo de corrección de Bridgman. En ella se muestra la tensión hidrostática verdadera en función de la deformación verdadera suponiendo una probeta sin entalla y con entalla, a la cual se le ha aplicado el factor de corrección B como muestra la ecuación 3.1.

Para calcular las tensiones y las deformaciones verdaderas se utilizan las ecuaciones 3.3 y 3.4:

$$\tilde{\varepsilon} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.3)$$

$$\tilde{\sigma} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (3.4)$$

Este primer método de Bridgman no es de demasiada ayuda ya que sólo muestra un valor medio de la tensión de Bridgman a lo largo de la sección de área mínima, pero sí sirve como valor orientativo que ayuda al desarrollo del proyecto.

- En el **Método 2** [6] se muestra una ecuación que, a diferencia del método 1 sí tiene en cuenta la posición del punto donde queremos calcular la tensión de Bridgman, ya que esta ecuación depende de r (figuras 3.3 y 3.4). De esta manera es posible acercarse mucho más al valor de la triaxialidad que se debe obtener en cada punto, ya que ya no se tiene una media de las

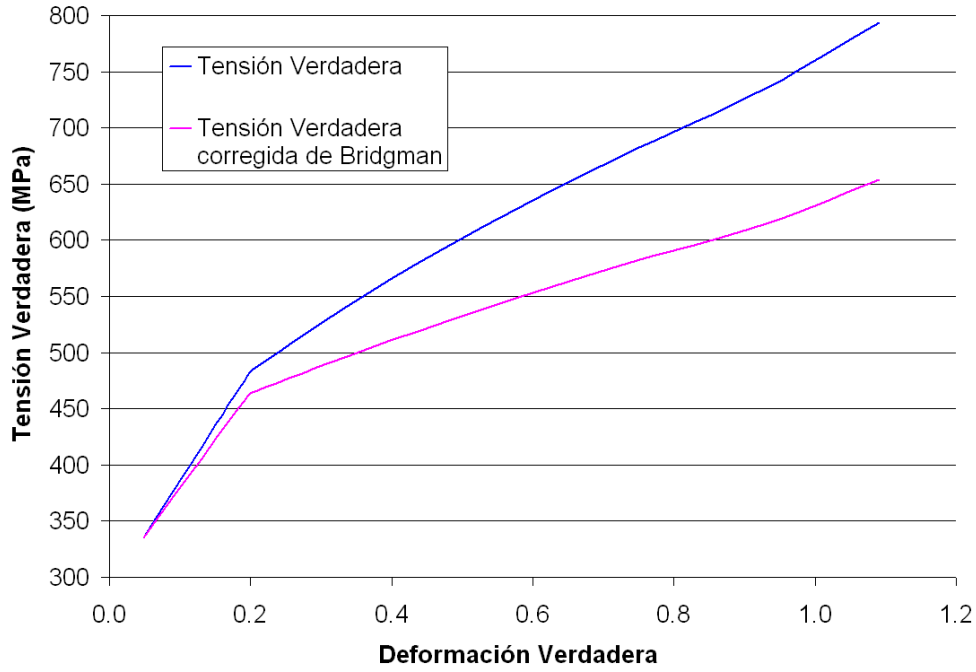


Figura 3.2: Ejemplo de la corrección de Bridgman.

tensiones sino que tenemos una tensión concreta para cada punto de la sección mínima de la probeta.

Las ecuaciones de Bridgman para este método son:

$$\frac{\sigma_{z(B)}}{\sigma_y} = 1 + \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \quad (3.5)$$

$$\frac{\sigma_{r(B)}}{\sigma_y} = \frac{\sigma_{\theta(B)}}{\sigma_y} = \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \quad (3.6)$$

siendo σ_y el límite elástico. A continuación se muestra la que define la tensión hidrostática mediante la cual podemos obtener la tensión de Bridgman:

$$\sigma_h = \frac{1}{3} (\sigma_z + \sigma_r + \sigma_\theta) \quad (3.7)$$

$$\sigma_B = \frac{1}{3} (\sigma_{z(B)} + \sigma_{r(B)} + \sigma_{\theta(B)}) \quad (3.8)$$

sustituyendo nos queda la siguiente ecuación para la tensión de bridgman:

$$B = \frac{\sigma_B}{\sigma_y} = \frac{1}{3} + \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \quad (3.9)$$

En las figuras 3.3 y 3.4 se observa los restantes parámetros de las ecuaciones 3.5 y 3.6.

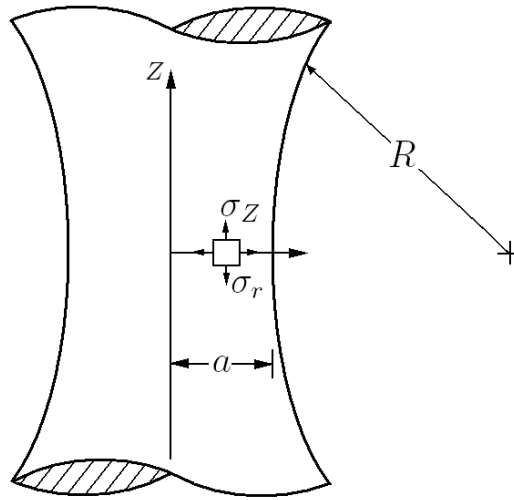


Figura 3.3: Parámetros de las ecuaciones 3.5 y 3.6.

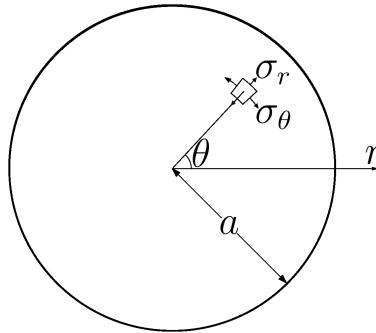


Figura 3.4: Sección de la figura 3.3.

No se debe olvidar que la tensión de Bridgman no es la tensión hidrostática real del punto en el que se calcula sino que es una aproximación, por lo que sólo

se utiliza, en este proyecto, para dar una idea inicial de la triaxialidad a obtener por el programa de elementos finitos.

3.3. Comprobación numérica

El método de Bridgman que se utiliza en este proyecto es el método 2 debido a que se obtiene una mejor aproximación ya que permite obtener la tensión de Bridgman en el punto que se necesite, dándose esta tensión en función de r (figuras 3.3 y 3.4) y así permite dar una mejor idea inicial de la triaxialidad que debe tener la sección de mínimo área de la probeta.

En este proyecto se obtienen los datos de tensión equivalente de Von Mises, de deformación plástica equivalente y de tensión hidrostática mediante el programa de elementos finitos ABAQUS.

En las figuras 3.5 y 3.6 se muestran las curvas de triaxialidad frente a disminución de diámetro obtenidas tanto en las simulaciones como teóricamente con el método de Bridgman. La curva de Bridgman se obtiene de la ecuación 3.3 tomando como triaxialidad al cociente $\frac{\sigma_B}{\sigma_y}$. Las simulaciones realizadas para obtener los resultados de tensión hidrostática, tensión equivalente de Von Mises y disminución de diámetro se simulan con el programa comercial de elementos finitos ABAQUS utilizando el modelo de material de Von Mises.

a continuación se muestra los valores de las geometrías de las probetas necesarios para calcular la triaxialidad con la ecuación :

- **Probeta 1:** Esta probeta presenta los siguientes valores: $R = 0,2$ mm y $a = 2,4$ mm. Los resultados obtenidos de la ecuación de bridgman para esta probeta se muestran en la figura 3.5.
- **Probeta 2:** Esta probeta presenta los siguientes valores: $R = 2$ mm y $a = 2,4$ mm. Para esta probeta se muestran los resultados en la figura 3.5.

Las características de las probetas que se usan en estas gráficas quedan completamente definidas en el apartado 4.2.2 del capítulo 4.

Si se observa la ecuación 3.3 se aprecia que la triaxialidad no depende del estado de carga ni de deformación de la probeta, sino que sólo depende de la coordenada radial r . Por ello se representan tres curvas obtenidas mediante la simulación numérica correspondientes al 5 %, 20 % y 50 % de disminución de

diámetro, las cuales tienen una deformación y por tanto un estado de carga diferente, ya que los valores de triaxialidad en las simulaciones si dependen del estado de carga.

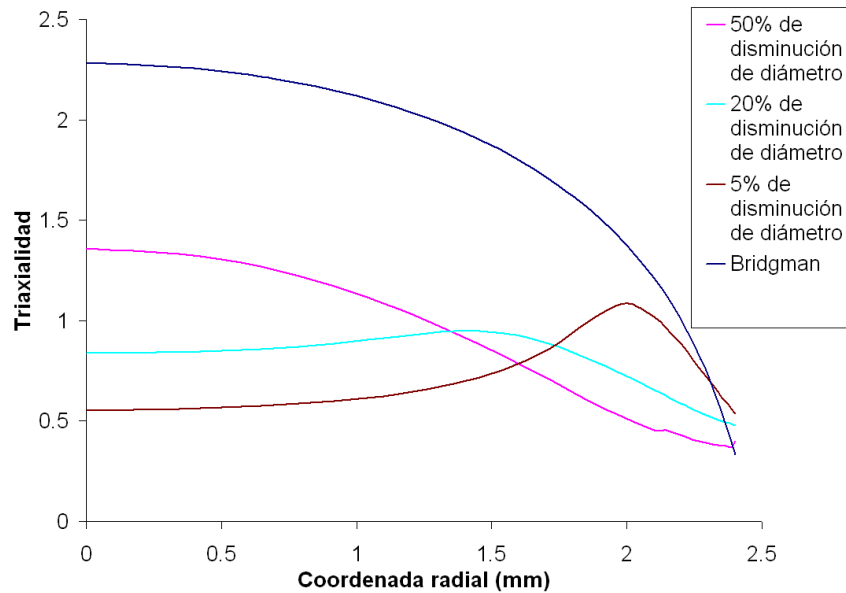


Figura 3.5: Curva Triaxialidad-Coordenada radial para la probeta 1

Si se observan las figuras 3.8 y 3.9 se observa que la curva de triaxialidad de Bridgman si se aproxima a las obtenidas mediante la simulación. Según las simulaciones la curva de triaxialidad si depende del estado de carga al que se encuentra sometida la probeta, por ello se confirma el hecho de que la ecuación de Bridgman es una aproximación.

Se aprecia que las curvas de las simulaciones se acercan más a la de Bridgman para la probeta 2 que para la probeta 1, ya que el método de Bridgman es más preciso para radios de entalla (R) grandes.

En las figuras 3.8 y 3.9 se representan las curvas de triaxialidad frente a disminución de diámetro (%) para la ecuación de Bridgman y para varios nodos de la sección de mínimo área de las dos probetas. Estos nodos son los mostrados en la figura 3.7.

En las figuras 3.8 y 3.9 se aprecia de manera más clara que la triaxialidad obtenida mediante la ecuación de Bridgman no depende del estado de carga. Además para estas gráficas también se aprecia que las curvas obtenidas mediante

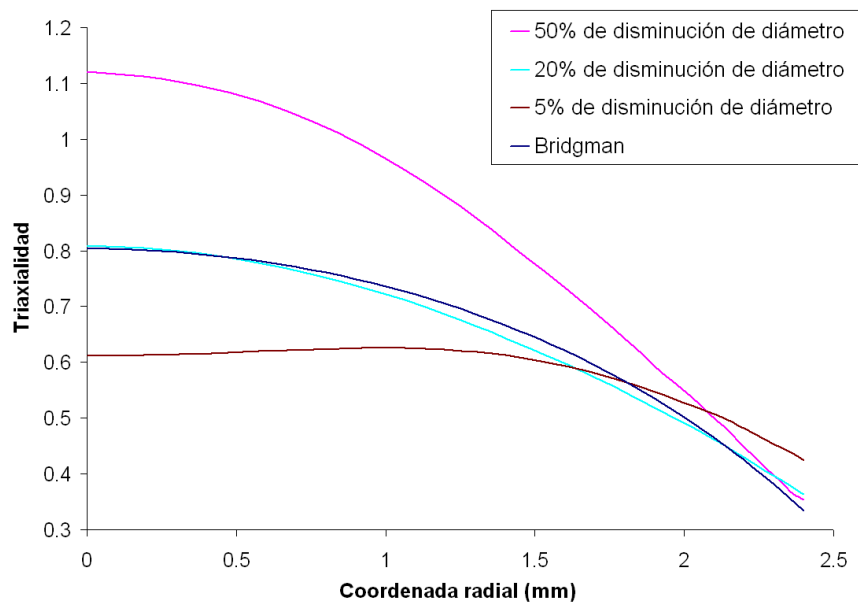


Figura 3.6: Curva Triaxialidad-Coordenada radial para la probeta 2

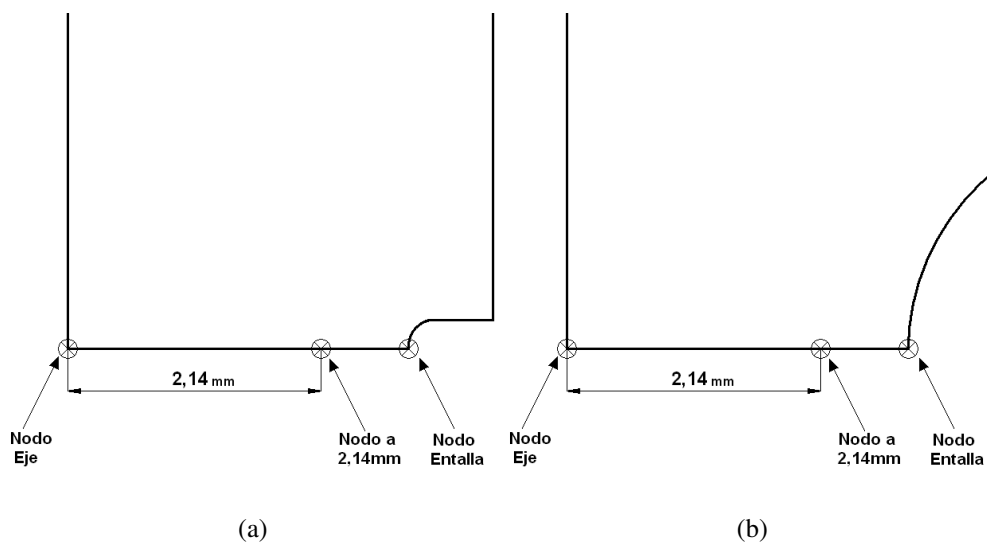


Figura 3.7: Situación de los nodos analizados. (a) Probeta 1, (b) Probeta 2

Bridgman se aproximan más a las obtenidas por la simulación numérica para radios de entalla (R) grandes.

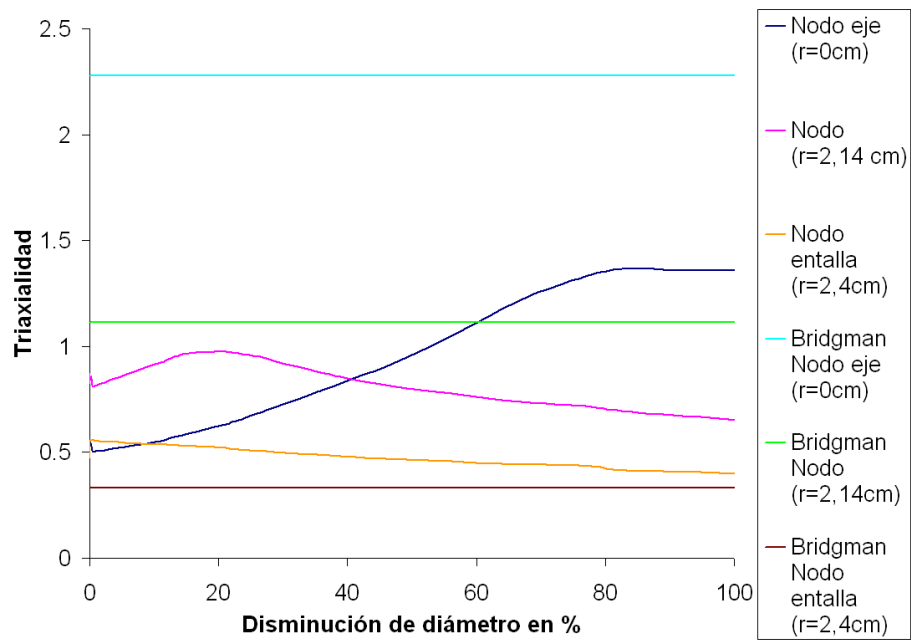


Figura 3.8: Curva Triaxialidad-Disminución de diámetro en % para la probeta 1

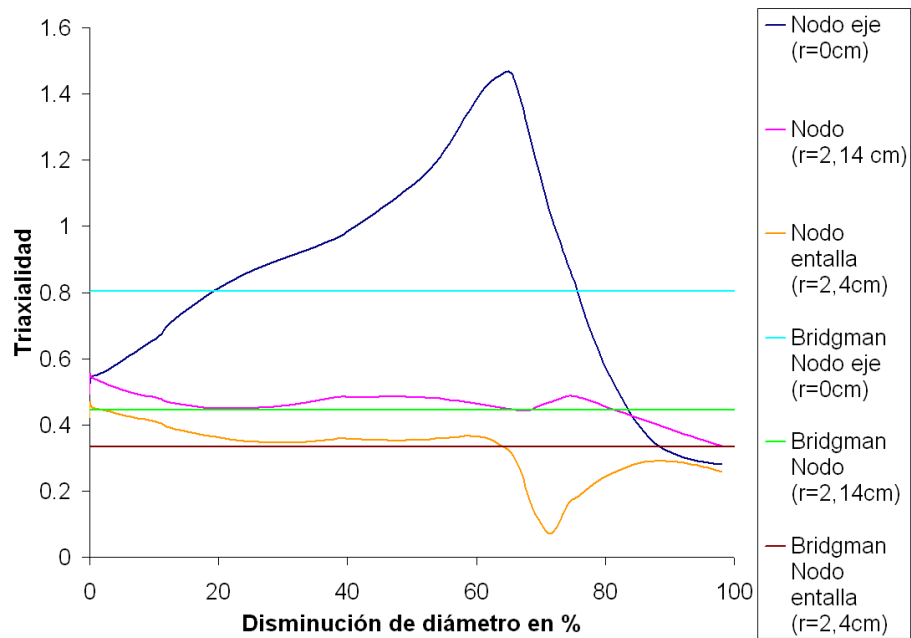


Figura 3.9: Curva Triaxialidad-Disminución de diámetro en % para la probeta 2

CAPÍTULO 4

Simulación numérica

4.1. Introducción

En este capítulo se explican varios aspectos de la simulación numérica. Primero se muestra la geometría de las probetas y se hace una breve explicación de en que consisten los ensayos de tracción y como se realizan en el laboratorio. Después se muestra el método que utiliza ABAQUS como programa de elementos finitos. También se citan los tipos de simetrías que aparecen en el problema. A continuación se muestran las propiedades del material y como se han obtenido. Después se muestra la implementación del modelo GTN en ABAQUS y finalmente se explica la simulación de los ensayos, además de mostrarse las mallas utilizadas.

4.2. Geometría de las probetas

4.2.1. Introducción

En este apartado se detalla la geometría de las probetas y se explica brevemente el funcionamiento del ensayo estático de tracción.

4.2.2. Geometría de las probetas

Los ensayos que se han simulado numéricamente se realizan a bajas velocidades, concretamente a un velocidad de 0,025 mm/s. Las probetas sobre

las que se realizan los ensayos son como las que se indican en las figuras 4.1 y 4.2.

Se trata de dos probetas cilíndricas del mismo tamaño y geometría, entalladas lateralmente con una entalla de perfil circular que tiene un radio de 0,2 mm para la probeta 1 y 2,0 mm para la probeta 2. Un aspecto muy importante de la geometría de estas probetas es que la distancia entre fondos de entalla es la misma para las dos probetas y de valor 4,8 mm. Las probetas tienen los extremos roscados con métrica M12x1,75. Después, junto a la rosca la probeta se estrecha pasando de un radio de 12 mm a 6 mm mediante un decrecimiento de perfil circular de radio 4 mm. La longitud de las probetas es de 56 mm, incluyendo las zonas de rosca.

Estas dos probetas son exactamente iguales pero con diferentes radios para la entalla para así poder inducir diferentes valores de triaxialidad y hacer posible el estudio de la triaxialidad en la rotura del material.

4.2.3. Ensayo estático de tracción

El ensayo de tracción consiste en someter a una probeta a una carga uniaxial desde el estado tensional cero o sin carga hasta su rotura. Estos ensayos se realizan en máquinas como las que aparecen en las figuras 4.3 y 4.4. Estas máquinas tienen dos cabezales: un cabezal fijo, por norma general el superior y otro cabezal móvil normalmente el inferior. La probeta se coloca agarrada a las dos mordazas y el cabezal móvil se desplaza respecto del fijo debido al funcionamiento de un motor.

Existen varias variables de control para el funcionamiento de la máquina:

- **Velocidad de desplazamiento del cabezal constante:** consiste en que el cabezal se desplaza a velocidad constante, es decir, la posición del cabezal varía linealmente con el tiempo. Normalmente es este método de control el que más se utiliza ya que es la manera de control más sencilla.
- **Velocidad de aplicación de carga constante:** la fuerza aplicada varía linealmente con el tiempo.
- **Velocidad de deformación constante:** la distancia entre dos puntos definidos de la probeta, donde se colocará el extensómetro, aumenta linealmente con el tiempo.

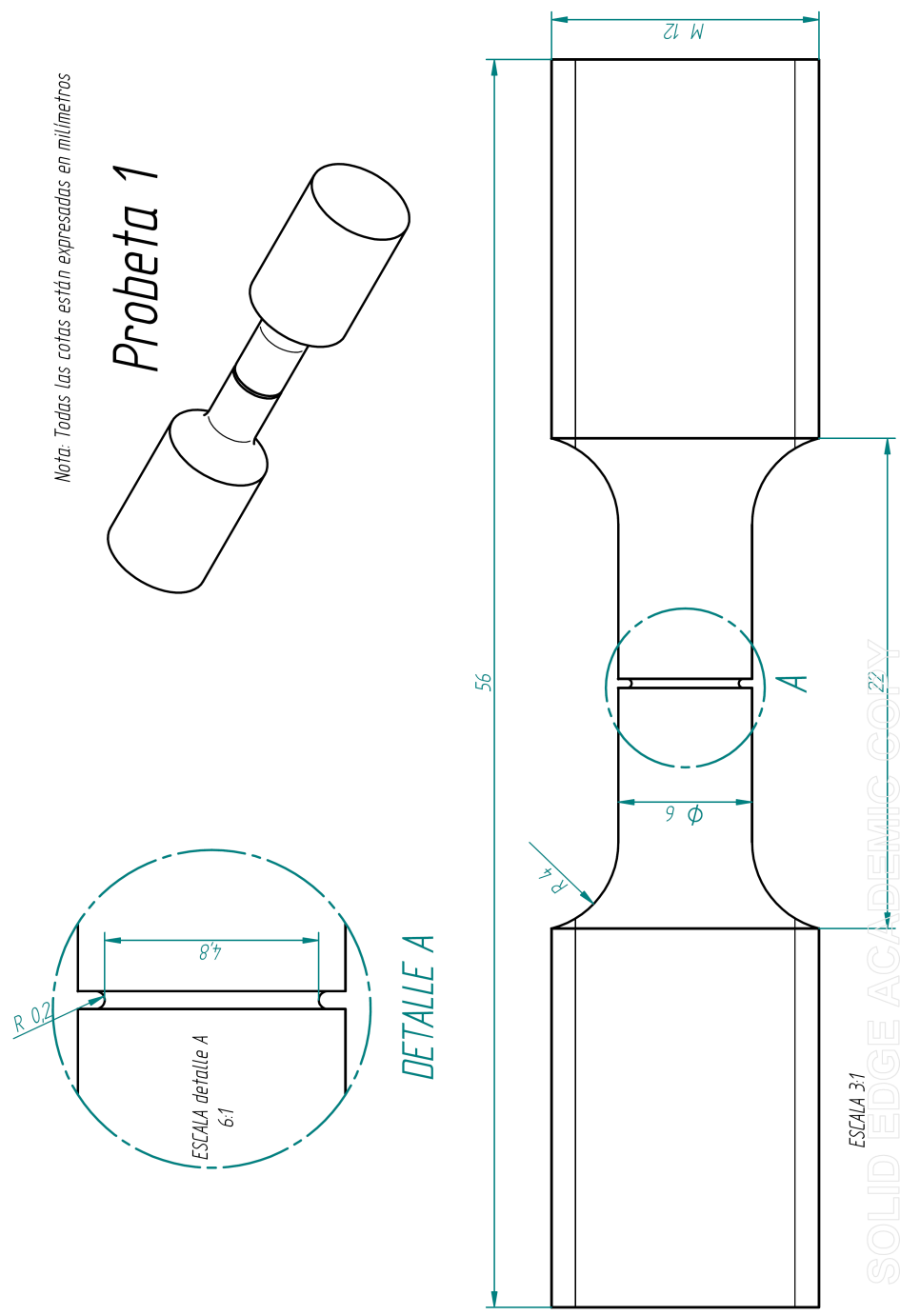


Figura 4.1: Geometría y dimensiones de la probeta1.

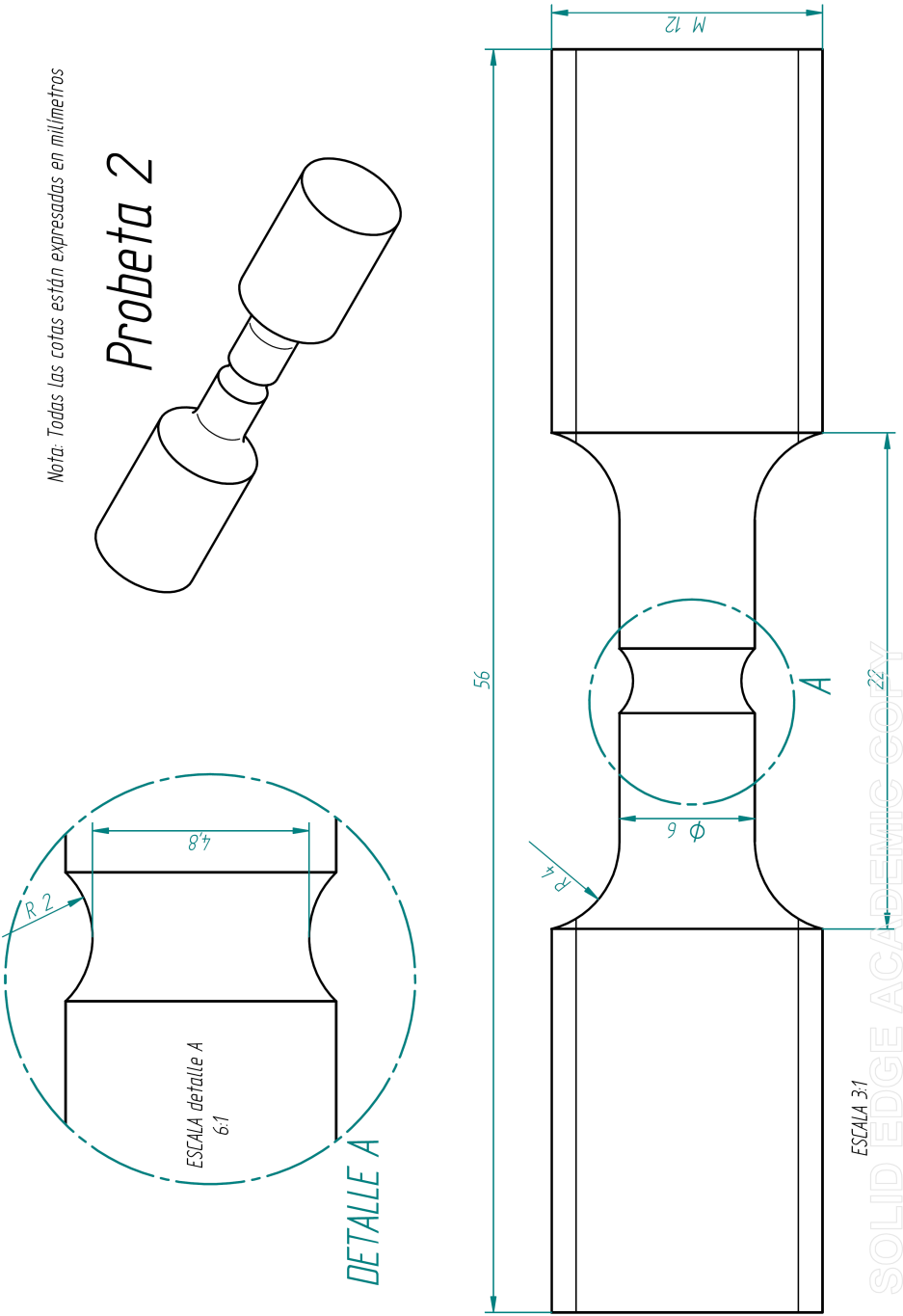


Figura 4.2: Geometría y dimensiones de la probeta2.

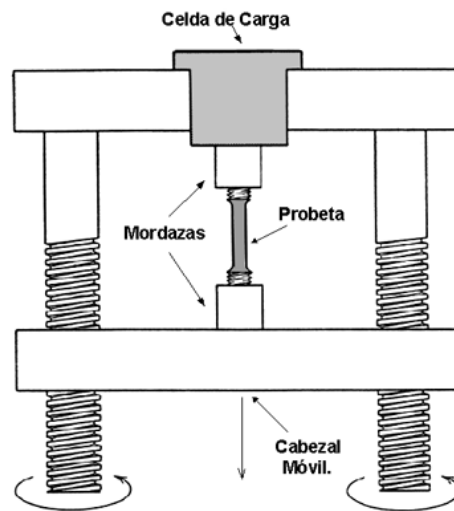


Figura 4.3: Esquema de la máquina de ensayos.



Figura 4.4: Imagen real de una máquina de ensayos Instron.

La fuerza se mide con una célula de carga, que es un dispositivo electromecánico que convierte el desplazamiento mecánico en una señal eléctrica mediante un sistema de bandas extensométricas. Esta señal se recoge en un ordenador personal. Las células de carga necesitan una revisión y calibración periódica para no perder precisión.

El desplazamiento se mide mediante extensómetros electromecánicos que convierten el desplazamiento en una señal eléctrica que recoge el mismo ordenador personal que la medición de la fuerza. Es importante que los extensómetros estén bien calibrados para evitar que las medidas realizadas sean erróneas. Además, sólo se deben utilizar para medir desplazamientos dentro del rango de diseño.

4.3. Modelización numérica

Se pasa a continuación a modelizar las probetas 1 y 2 que se han mostrado previamente en las figuras 4.1 y 4.2 del apartado anterior, para así poder simular los ensayos estáticos de tracción.

4.3.1. Técnica numérica

El método utilizado para la resolución de problemas estructurales es el método de los elementos finitos. Para ello se ha utilizado el programa comercial ABAQUS, el cual también ha servido para determinar la geometría de las probetas y su mallado. El método utilizado por el programa ABAQUS se explica en el esquema de la imagen 4.5.

Este método simula el sistema físico continuo, de infinitos grados de libertad, representándolo como un sistema discreto de un número finito de grados de libertad. Este sistema discreto consiste en una malla que se adapta a la geometría de la pieza, donde los elementos que la componen interactúan en los llamados nodos. El número de grados de libertad de este nuevo sistema discreto depende de el número de elementos de los que está formada la malla.

Después se definen las funciones de forma que relacionan los desplazamientos entre el interior del elemento y los nodos.

$$u = \sum_{i=1}^m N_i \cdot u_i \quad (4.1)$$

$$\nu = \sum_{i=1}^m N_i \cdot u_i \quad (4.2)$$

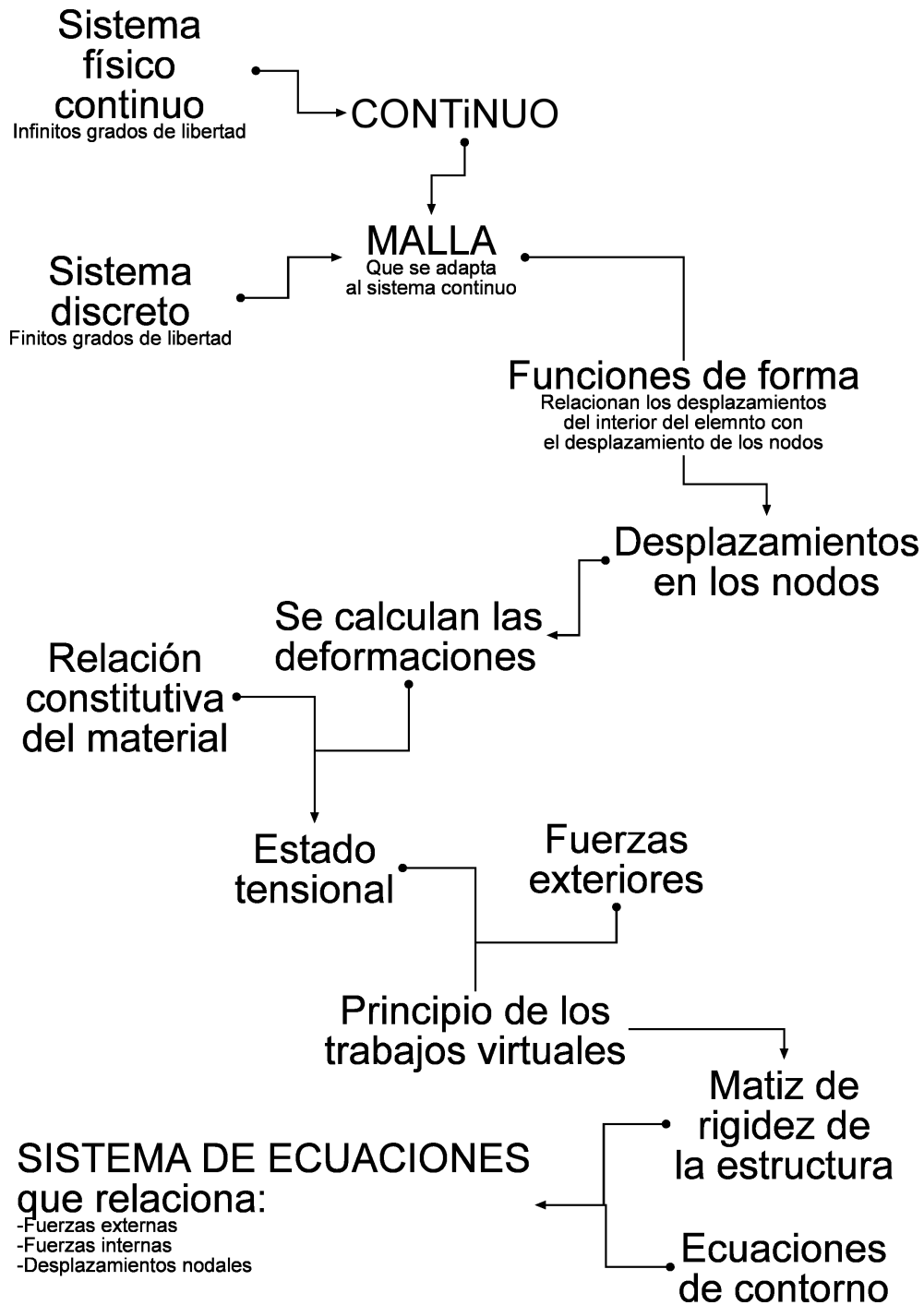


Figura 4.5: Esquema del método utilizado por ABAQUS.

donde u y v son el desplazamiento horizontal y vertical respectivamente, de un punto dentro de un elemento. u_i y v_i son los desplazamientos de cada uno de los nodos que forma el elemento y N_i , las funciones de forma.

A partir de y tras conocer los desplazamientos de cada nodo se calculan las deformaciones y estas, junto con relación constitutiva del material, permite obtener el estado tensional del elemento.

Mediante el principio de los trabajos virtuales se obtiene la relación existente entre las fuerzas exteriores y las tensiones. Con esta relación y con las fuerzas aplicadas sobre la estructura se obtiene la matriz de rigidez de la estructura.

Con esta matriz de rigidez y aplicando las ecuaciones de contorno, se consigue un sistema de ecuaciones que relaciona fuerzas internas, externas y desplazamientos nodales.

El problema que se va a resolver mediante el método de elementos finitos con ABAQUS está caracterizado por los siguientes datos:

- Los tipos de mallado existentes se detallan a continuación:
 - *Malla lagrangiana*: Consiste en que la malla se adapta a la geometría del problema en el estado inicial sin carga y durante la simulación esta se deforma con la pieza. De esta manera cada nodo se empareja con un punto de la pieza y permanecen juntos durante toda la simulación.
 - *Malla Euleriana*: Su funcionamiento se basa en que la malla permanece sin deformación y sin cambiar su geometría durante el ensayo.La malla utilizada en este proyecto es una malla lagrangiana
- La geometría y el estado de carga de las probetas ensayadas en este proyecto presentan una doble simetría:
 - Simetría de **revolución** (figura 4.6(a)) que nos permite presentar un problema bidimensional.
 - Existe un segundo eje de simetría **simple** (4.6(b)) en el plano creado después de aplicar la simetría de revolución, cuyo eje pasa por la entalla.

Estas dos simetrías permiten simplificar mucho el problema y ahorrar en tiempo de cálculo del procesador ya que nos permite pasar de un problema tridimensional a otro bidimensional.

- Se tiene en cuenta no linealidades geométricas en cada incremento de tiempo, es decir, se hace un análisis en grandes deformaciones.

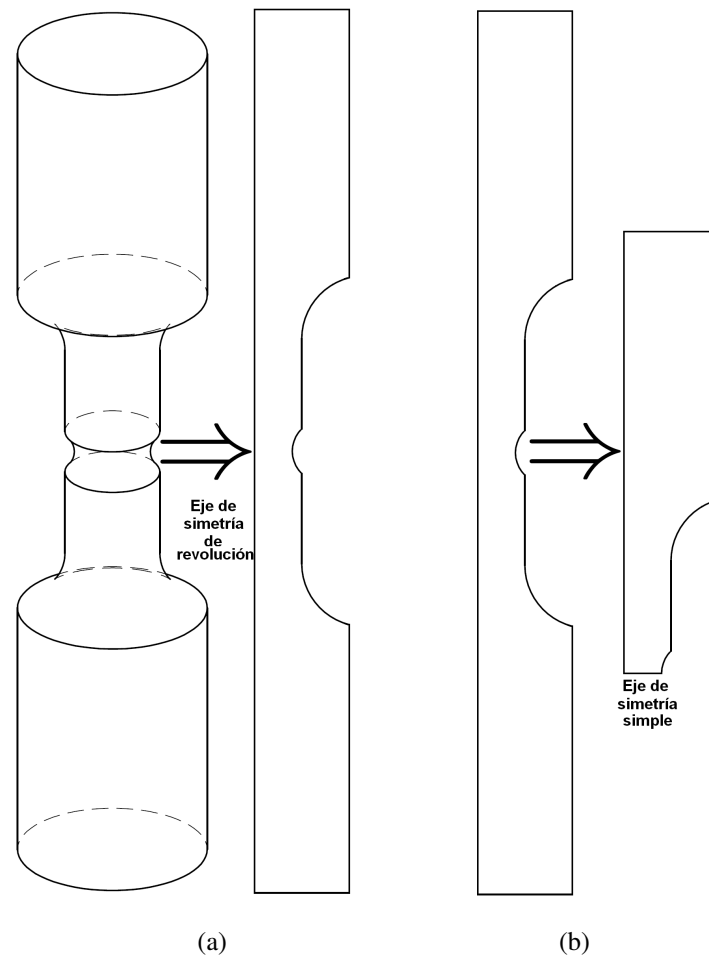


Figura 4.6: Simetrías en las probetas: (a) Simetría de revolución, (b) Simetría simple

4.3.2. Propiedades del material

Los ensayos se han modelado con las propiedades correspondientes a un acero inoxidable austenítico A316L cuya composición química se muestra en la tabla 4.1.

C	Ni	Cr	Mn	Cu	Mo	Si	Co	S	P	Fe
0.018	12.09	17.17	1.75	0.07	2.31	0.35	0.078	0.0005	0.019	66.144

Tabla 4.1: Composición Química del Acero A316L

Las propiedades del material que se disponen con las cuales se describe la curva tensión-deformación son las siguientes:

E (GPa)	200
σ_y (MPa)	200
σ_R (MPa)	800
A (MPa)	200
B (MPa)	900
N	0.35

Tabla 4.2: Propiedades mecánicas del acero

siendo E el Módulo de Young, σ_y el límite elástico¹, σ_R la tensión de rotura. Se supone que la curva de tensión frente a deformación plástica equivalente se ajusta a una curva del tipo $\sigma_y = A + B \cdot (\bar{\epsilon}^p)^N$. La curva de tensión deformación, descrita por estos parámetros se muestra en la figura 4.7:

Además se dispone de la densidad ρ (kg/m^3) y de el coeficiente de Poisson ν del acero:

ρ (Kg/m^3)	7850
ν	0.3

Tabla 4.3: Densidad y coeficiente de Poisson del acero.

4.3.3. Modelos de material utilizados:

En este proyecto se simulan los ensayos de tracción con las dos probetas (imágenes 4.2 y 4.2) con tres modelos mecánicos de plastificación:

- **Modelo de Von Mises:** Es el modelo mecánico más conocido, pero es menos preciso que el GTN ya que no tiene en cuenta la presencia del daño.
- **Modelo GTN² con q_1 , q_2 y f_c constante:** Es un modelo mecánico disponible para ser simulado en el programa ABAQUS, pero para este proyecto se

¹Límite elástico σ_y : valor de tensión a partir del cual el material plastifica

²Modelo de Gurson Tvergaard Needleman explicado en el apartado 2.1.2

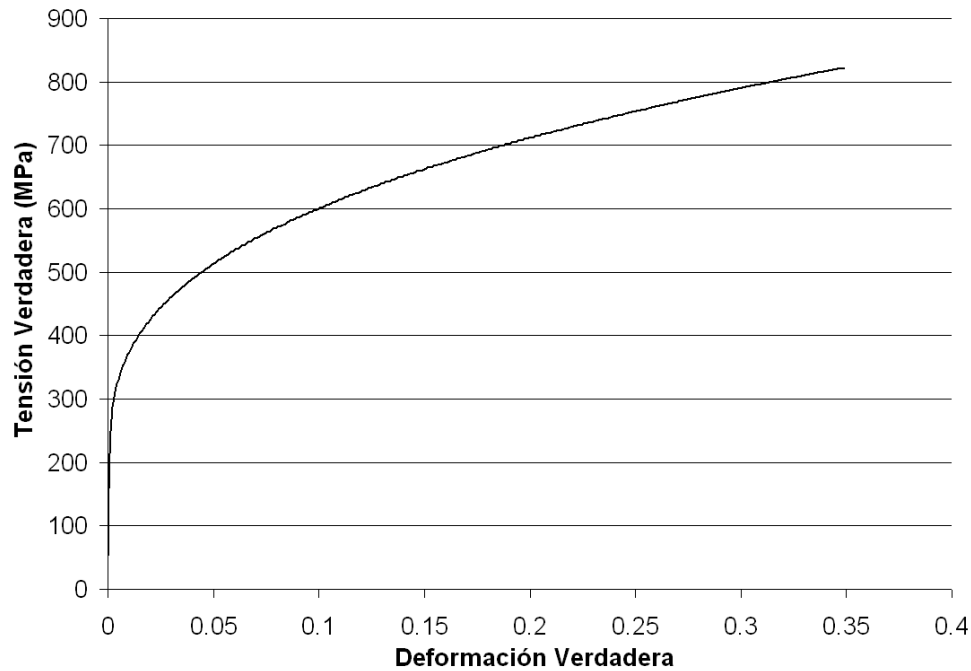


Figura 4.7: Curva tensión-deformación del material.

implementa mediante la misma subrutina que en el modelo GTN con q_1 , q_2 y f_c variable como se explica en el apartado 4.3.4. Esta subrutina ha sido desarrollada por G. Vadillo Martín y J. Fernández Sáez [4].

- **Modelo GTN con q_1 , q_2 y f_c variable:** Tampoco es un modelo mecánico disponible en el programa ABAQUS, por lo que también ha sido implementado.

4.3.4. Implementación de los modelos utilizados

Para la implementación del modelo GTN en el programa ABAQUS se utiliza una subrutina de usuario implementada en el lenguaje de programación FORTRAN. Consiste en un código que contiene el modelo y en el que hay que introducir los parámetros q_1 , q_2 y f_c . Para introducir estos parámetros, como son dependientes de la triaxialidad, hay que introducir cuatro valores para cada parámetro. Esto es debido a que el código FORTRAN toma la curva del parámetro correspondiente frente a la triaxialidad en forma de un polinomio de tercer grado de la forma:

$$q_1 = q_{11}T^3 + q_{12}T^2 + q_{13}T + q_{14} \quad (4.3)$$

$$q_2 = q_{21}T^3 + q_{22}T^2 + q_{23}T + q_{24} \quad (4.4)$$

$$f_c = f_{c1}T^3 + f_{c2}T^2 + f_{c3}T + f_{c4} \quad (4.5)$$

Este código FORTRAN se utiliza tanto para q_1 , q_2 y f_c variable como constante:

- Para el caso de estos **parámetros constantes** simplemente hay que introducir los valores de cada parámetro en q_{14} , q_{24} y f_{c4} , mientras que el resto de los valores será cero. Así las ecuaciones (4.3), (4.4) y (4.5) se simplifican para pasar a ser:

$$q_1 = q_{14} \quad ; \quad q_2 = q_{24} \quad ; \quad f_c = f_{c4} \quad (4.6)$$

De esta manera se realizan ensayos con varias combinaciones de q_1 y q_2 como se muestra en la tabla 4.4.

Caso	q_1	q_2	f_c	f_0
1	1	0,85	0,05	0,005
2	1	1,1	0,05	0,005
3	1,35	0,85	0,05	0,005
4	1,35	1,1	0,05	0,005
5	1,7	0,85	0,05	0,005
6	1,7	1,1	0,05	0,005
7	Variable	Variable	Variable	0,005

Tabla 4.4: Parámetros constantes para el modelo GTN.

siendo f_0 una característica constante del material tomando el valor $f_0 = 0,005$ para todos los casos de este proyecto tanto para parámetros constantes como variables.

Para obtener estos valores de q_1 y q_2 se han realizado todas las combinaciones posibles entre los valores extremos y uno intermedio de q_1 ($q_1 = [1 \quad 1,35 \quad 1,7]$) y los valores extremos de q_2 ($q_2 = [0,85 \quad 1,1]$). Estos valores extremos de han obtenido de las gráficas 2.17 y 2.18 de Kim y otros

para las curvas correspondientes a $f_0 = 0,005$.

- Para obtener los **parámetros variables** lo que se hace es ajustar las gráficas experimentales (q_1-T figura 4.8, q_2-T figura 4.9 y f_c-T figura 4.10) correspondientes a $f_0 = 0,005$, a una ecuación polinómica de tercer grado y así obtener todos los valores requeridos en las ecuaciones (4.3), (4.4) y (4.5).

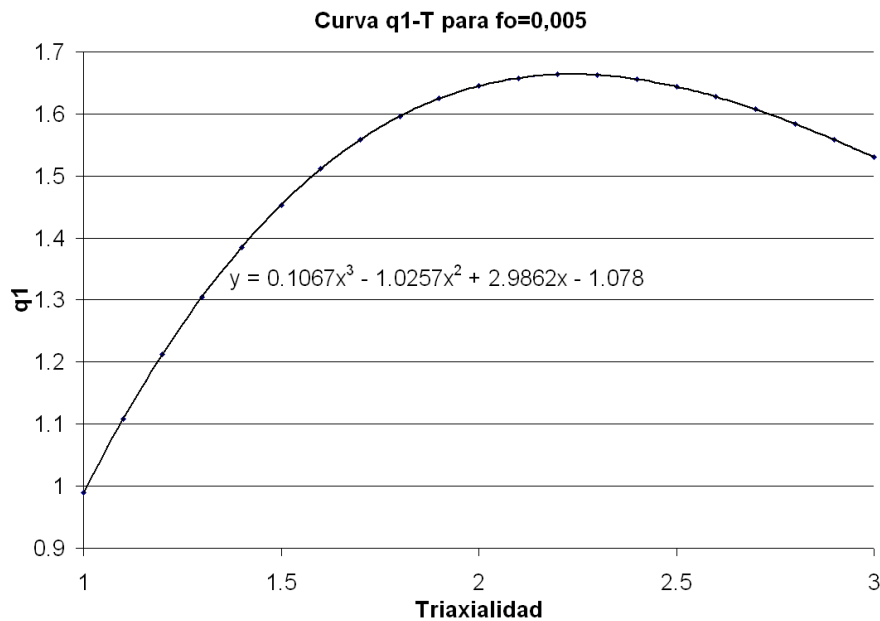


Figura 4.8: Ajuste de la gráfica q_1-T .

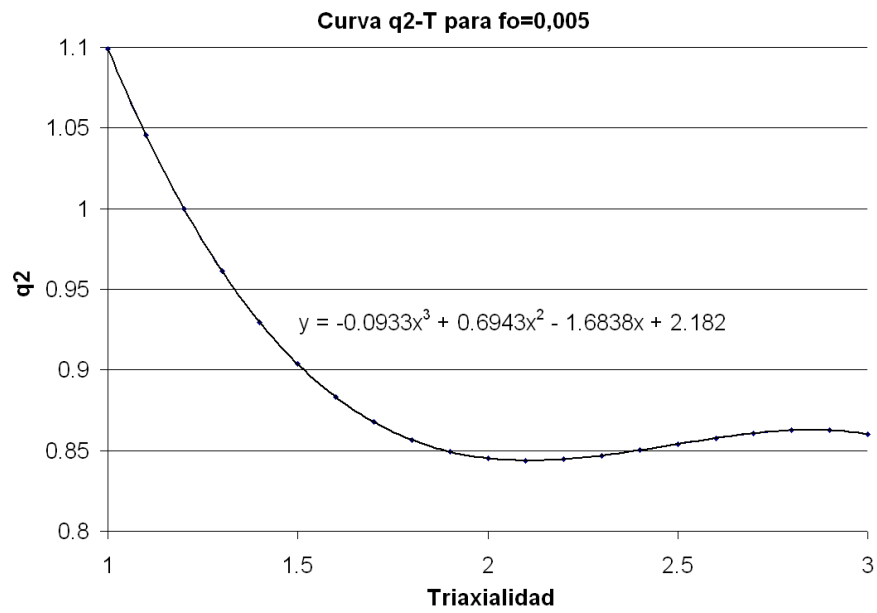
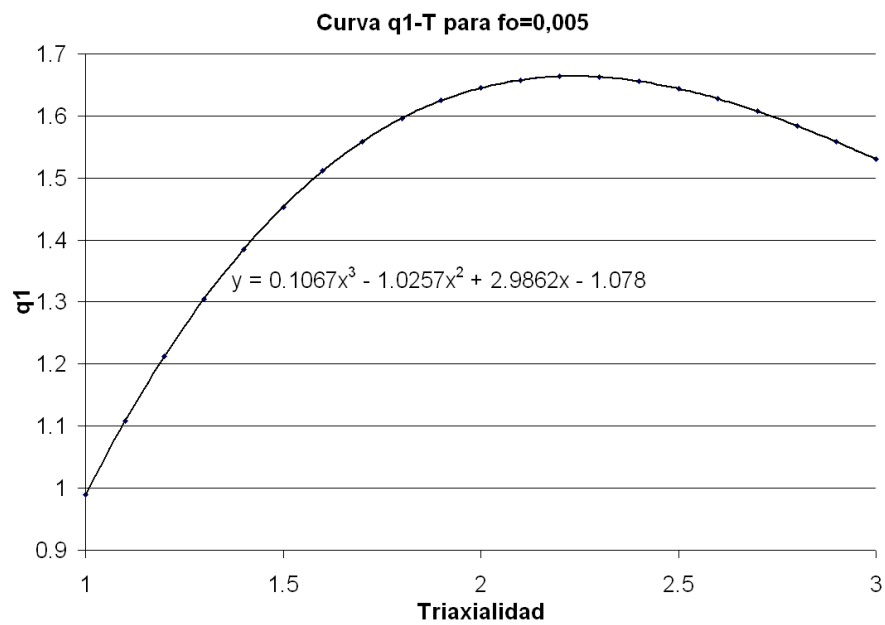
Así los parámetros que hay que introducir en los valores de las ecuaciones (4.3), (4.4) y (4.5) del código FORTRAN se muestran en la tabla 4.5.

4.4. Simulación de los ensayos

4.4.1. Mallas utilizadas

La modelización de la geometría de las mallas de este proyecto se ha realizado mediante el propio programa ABAQUS.

Como ya se ha comentado en el apartado 4.3.1 sólo se simulará un cuarto de la probeta debido a la doble simetría tanto geométrica como de cargas. Para la

Figura 4.9: Ajuste de la gráfica q_2 -T.Figura 4.10: Ajuste de la gráfica f_c -T.

q_{11}	q_{12}	q_{13}	q_{14}
0,1067	-1,0257	2,9862	-1,078

q_{21}	q_{22}	q_{23}	q_{24}
-0,0933	0,6943	-1,6838	2,182

f_{c1}	f_{c2}	f_{c3}	f_{c4}
0,0026	-0,0174	0,0296	0,033

Tabla 4.5: Parámetros constantes para el modelo GTN.

simetría de revolución se ha impuesto como eje el eje longitudinal de la probeta, impidiendo el desplazamiento radial pero no longitudinal. Además esta simetría nos coloca en un caso plano. El eje de la segunda simetría que aparece en la probeta está en el plano ya impuesto por la simetría de revolución, en la zona del cuello de la entalla e impide el desplazamiento longitudinal pero no radial. En la figura 4.6 se puede apreciar la posición de los dos ejes.

La **probeta1** tiene una entalla circular de 0,2mm de radio. Para esta malla (figura 4.11) se ha utilizado 750 elementos de cuatro nodos cada elemento. La zona de la entalla presenta una mayor concentración de nodos con un refinamiento de la malla, ya que es la zona crítica y así se obtienen mejores resultados. El número de nodos de la cara del empotramiento es de 32 nodos. Los elementos más alejados del cuello de la entalla son de mayor tamaño ya que en esos puntos no se necesitan elementos tan pequeños para obtener buenos resultados.

La **probeta2** tiene una entalla circular de radio 2mm. La malla utilizada (figura 4.12) tiene 950 elementos y 3001 nodos. Los elementos de esta malla también tienen cuatro nodos cada uno. Esta malla también tiene una concentración de elementos en la zona de la entalla aunque en la geometría de mallado es algo distinta a la de la probeta1 como se puede apreciar en la figura 4.12, debido a su diferente entalla.

4.4.2. Condiciones de contorno

Además de las condiciones de contorno de simetría descritas en el apartado anterior, se han impuesto las siguientes condiciones de contorno para simular el ensayo:

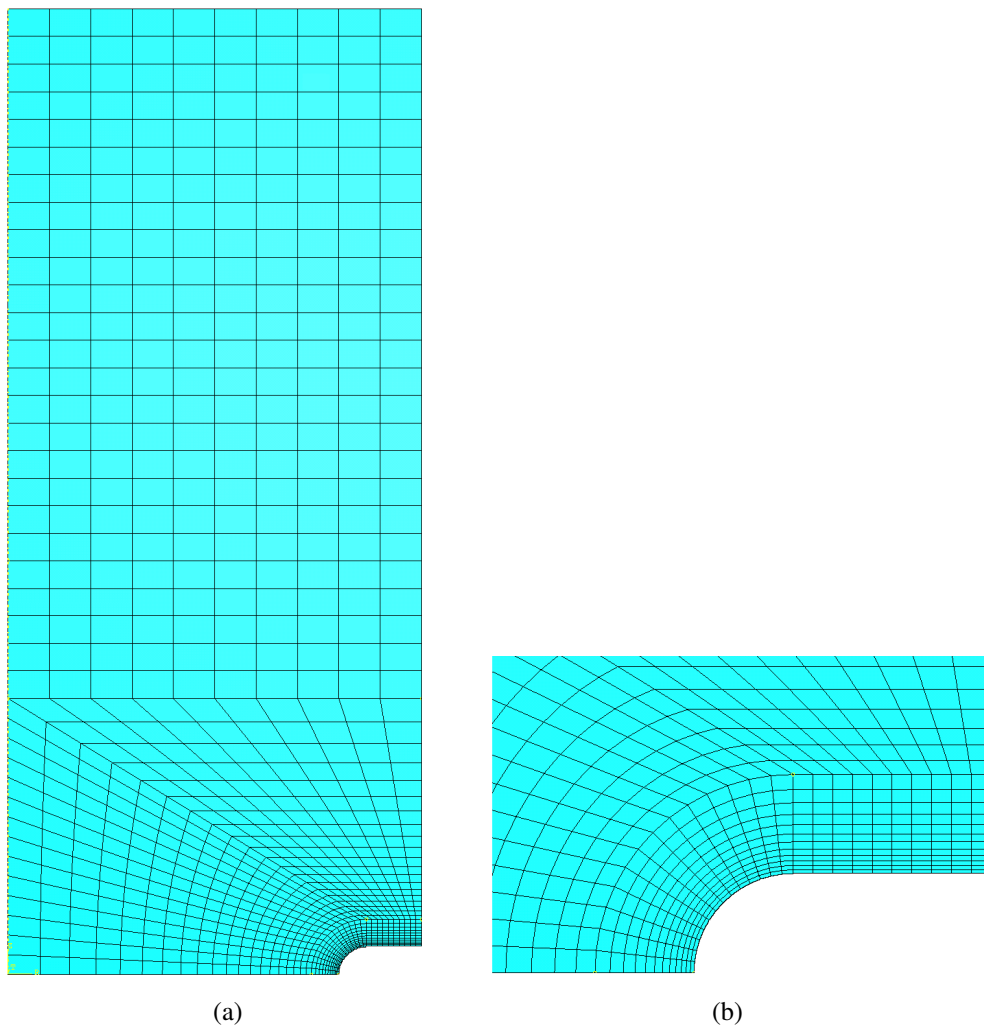


Figura 4.11: Malla de la probeta1: (a) Malla completa, (b) Detalle de la entalla

- Se impide el desplazamiento en la dirección del eje axial de la probeta en los nodos del eje de simetría simple (imagen 4.6 (b)).
- Se aplica un desplazamiento de 3mm en los nodos del lado que está en el extremo de la probeta, es decir el extremo opuesto al eje de simetría simple. Este desplazamiento se aplica en la dirección del eje axial de la probeta en sentido vertical a tracción.

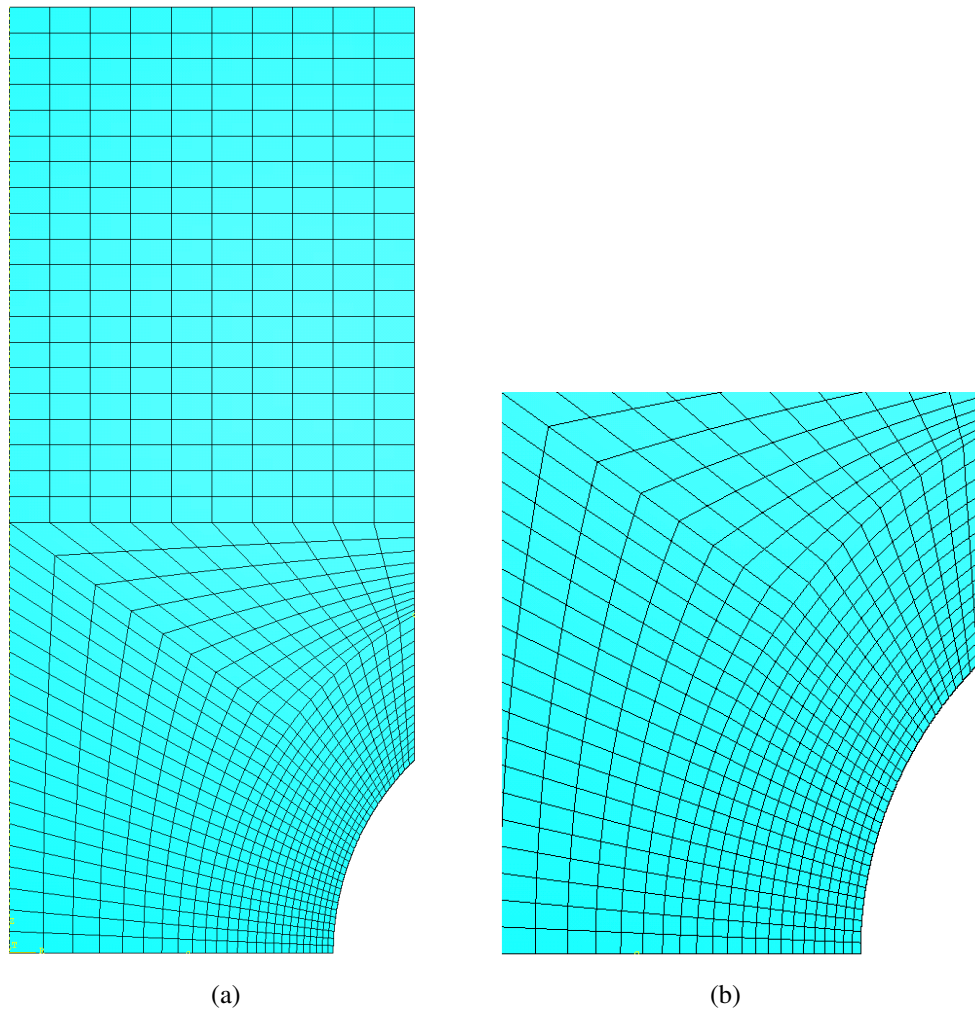


Figura 4.12: Malla de la probeta2: (a) Malla completa, (b) Detalle de la entalla

4.4.3. Variables de salida

Las variables de salida que se han sacado del programa ABAQUS, para las tres simulaciones realizadas, son las siguientes:

- Desplazamiento radial del nodo situado en el cuello de la entalla.
- Deformación plástica equivalente en todos los nodos del eje de simetría simple (imagen 4.6 (b)).
- Reacción en la condición de contorno que limita el desplazamiento en sen-

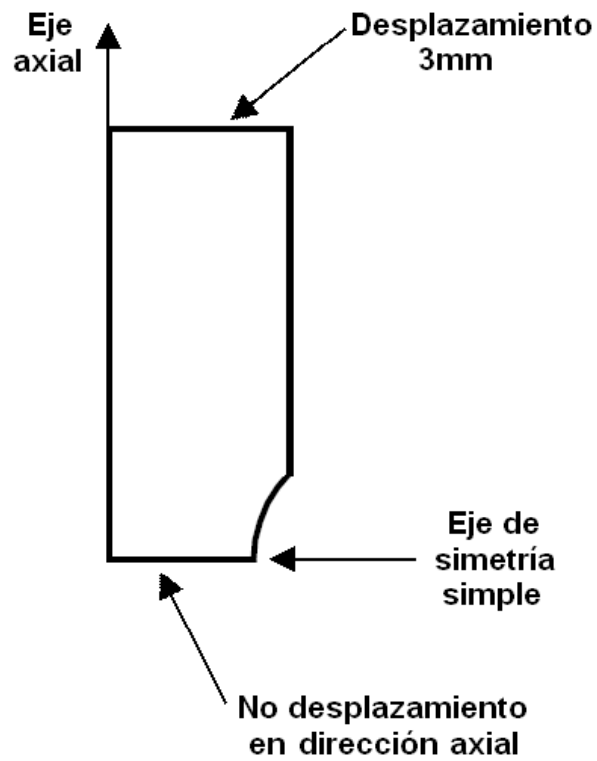


Figura 4.13: Condiciones de contorno.

tido axial de la probeta.

- Tensión hidrostática y tensión equivalente de Von Mises en todos los nodos del eje de simetría simple.

Parte III

Resultados y conclusiones

CAPÍTULO 5

Resultados

5.1. Introducción

En este capítulo se presentan los resultados obtenidos en la simulación de los ensayos de tracción y se detallan las variables que han calculado a partir de los mismos.

5.2. Variables calculadas

A partir de los resultados obtenidos en la simulación numérica, se han calculado algunas variables de interés para cumplir el objetivo de este proyecto.

Las variables que se han calculado a partir de los resultados directos obtenidos por el método de los Elementos Finitos son las siguientes:

- Disminución de diámetro en el cuello de la entalla expresada en porcentaje:

$$\Delta\phi = \frac{\phi_0 - \phi_a}{\phi_0} \quad (5.1)$$

donde ϕ_0 y ϕ_a son el diámetro inicial y actual de la entalla respectivamente.

- Coeficiente de triaxialidad $T = \frac{\sigma_h}{\sigma_e}$
- La variable de daño o porosidad definida como el cociente entre el volumen de microvacíos y el volumen de la probeta.

- La variable de carga o fuerza ejercida a la probeta expresada en Newton (N).
- La deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$) definida a continuación en el apartado 3.2.
- La tensión en la dirección del eje de la probeta o dirección axial (σ_z) expresada en (MPa).

5.3. Resultados de la simulación del ensayo de tracción

En este capítulo se comparan las gráficas de algunas combinaciones de los parámetros citados en el apartado 5.2. En todas estas gráficas aparece la disminución de diámetro expresada en porcentaje (%) y siempre se sitúa en el eje de las abscisas (eje x). Concretamente las curvas que se comparan son las siguientes:

- Curvas **carga** frente a **disminución de diámetro**. La carga o fuerza aplicada a la probeta viene expresada en Newton (N) y la disminución de diámetro en porcentaje (%) como se comenta en el apartado 5.2. Se representan dos gráficas diferentes, correspondientes a las dos probetas, en las que se muestran las curvas del modelo GTN para distintas combinaciones de q_1 y q_2 , para q_1 y q_2 variable y para el modelo de Von Mises.

Las gráficas que se citan a continuación pertenecen a tres nodos concretos de la sección de mínimo área de la probeta como se muestra en la figura 5.1. El primer nodo (Nodo eje) es el nodo perteneciente al eje axial de la probeta. El segundo (Nodo a 2,14 mm) se encuentra a 2,14 mm de el eje axial situado en la misma sección y el tercer nodo (Nodo entalla) se encuentra en el nodo del cuello de la entalla.

- Curvas **tensión** en dirección **longitudinal** (σ_z) frente a **disminución de diámetro**. La tensión longitudinal σ_z es la tensión que para un punto concreto, en el sentido axial de la probeta. Se muestran tres gráficas de tensión longitudinal correspondientes a los tres nodos estudiados, en los que se representan las curvas del modelo GTN¹ con q_1 y q_2 variable para las dos probetas y del modelo de Von Mises, también para las dos probetas.

¹Model de Gurson Tvergaard Needleman

- Curvas **deformación plástica equivalente** ($\bar{\epsilon}^p$) frente a **disminución de diámetro**. Al igual que para la tensión en dirección longitudinal se muestran las tres curvas correspondientes a los tres nodos estudiados donde se compararan las curvas del modelo GTN con los parámetros de ajuste variables y las curvas del modelo de Von Mises, pudiéndose comparar entre las curvas de las dos probetas.
- Curvas porosidad o **daño** (f) frente a **disminución de diámetro**. Se muestran seis curvas de la evolución del daño frente a disminución del diámetro correspondientes a los tres nodos estudiados, para cada una de las dos probetas.

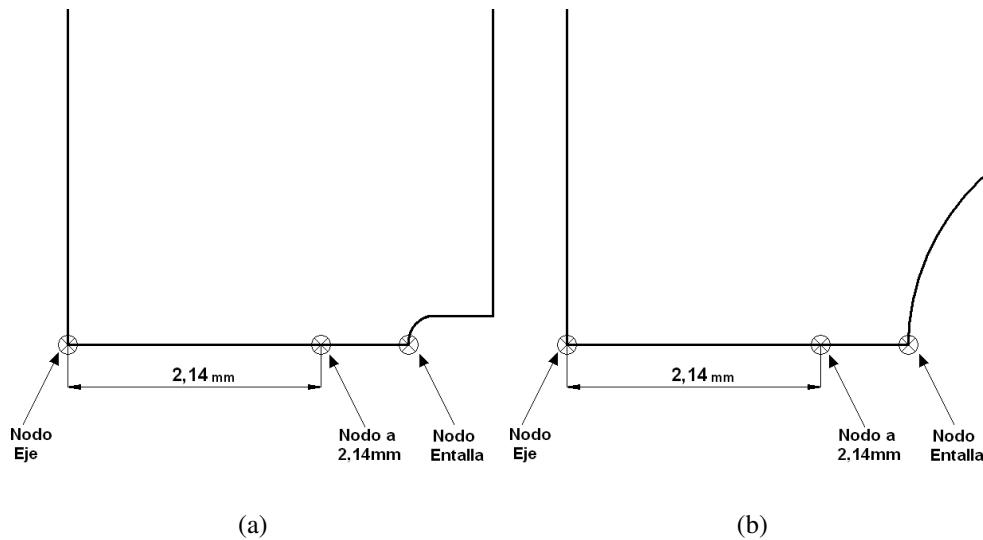


Figura 5.1: Situación de los nodos analizados. (a) Probeta 1 (probeta con el radio de la entalla $R=0,2$ mm), (b) Probeta 2 (probeta con el radio de la entalla $R=2$ mm)

Estas curvas se comentan en los apartados 5.3.1, 5.3.2, 5.3.3 y 5.3.4.

5.3.1. Curvas de carga frente a disminución de diámetro

En la figura 5.2 y con más detalle en la figura 5.3 se observan las curvas de carga o fuerza aplicada a la probeta frente a disminución de diámetro expresado en % para la probeta 1, mientras que las curvas de la probeta 2 se observan en las figuras 5.4 y 5.5.

En las gráficas carga-disminución de diámetro de las figuras 5.3 y 5.5 se observa que para la probeta 1 la carga máxima alcanzada está entre 14000 N y 14500 N, mientras que para la probeta 2 la carga máxima se encuentra entre los 12500 N y los 13000 N. La disminución de diámetro a la que se produce esta tensión máxima es similar para las dos probetas, rondado el 12,5 %. Sin embargo, la disminución de diámetro de rotura de la probeta 2 es mayor que la de la probeta 1.

La curva de q_1 , q_2 variable queda trazada por el interior del conjunto de todas las curvas del modelo GTN, mientras que la curva del modelo de Von Mises queda ligeramente elevada con respecto a este conjunto de curvas del modelo GTN.

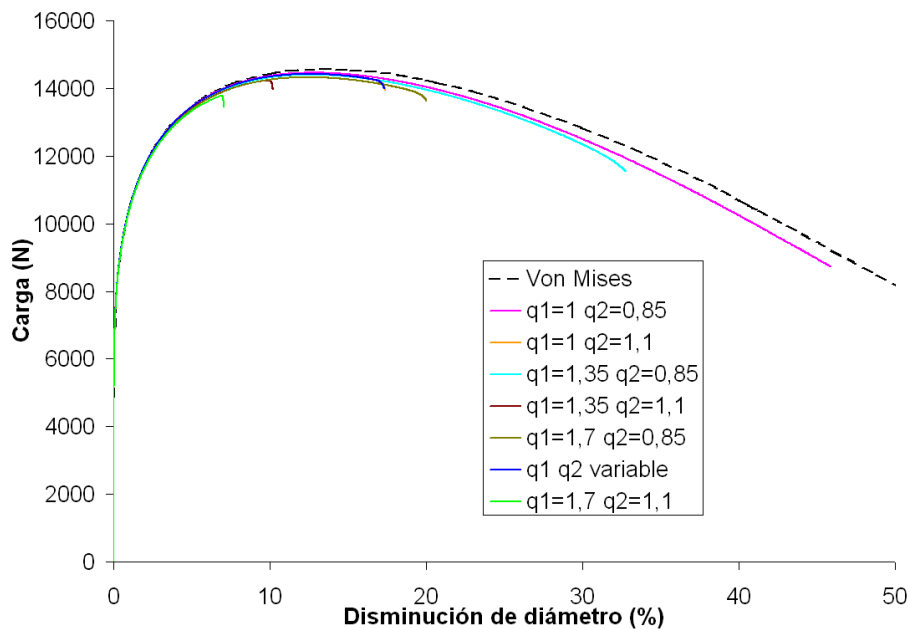


Figura 5.2: Curva Carga-Disminución de diámetro (%) para la probeta 1

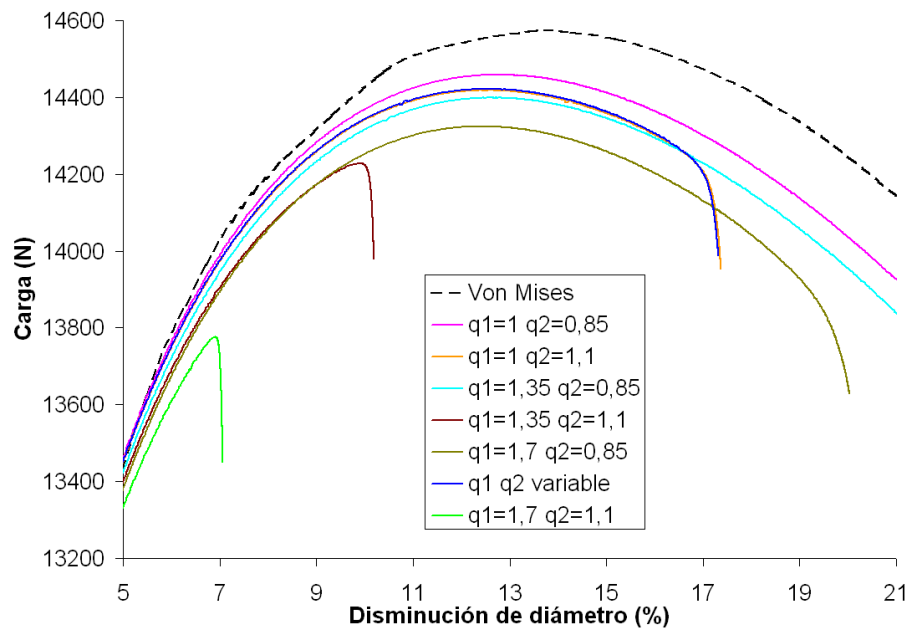


Figura 5.3: Curva detalle Carga-Disminución de diámetro (%) para la probeta 1

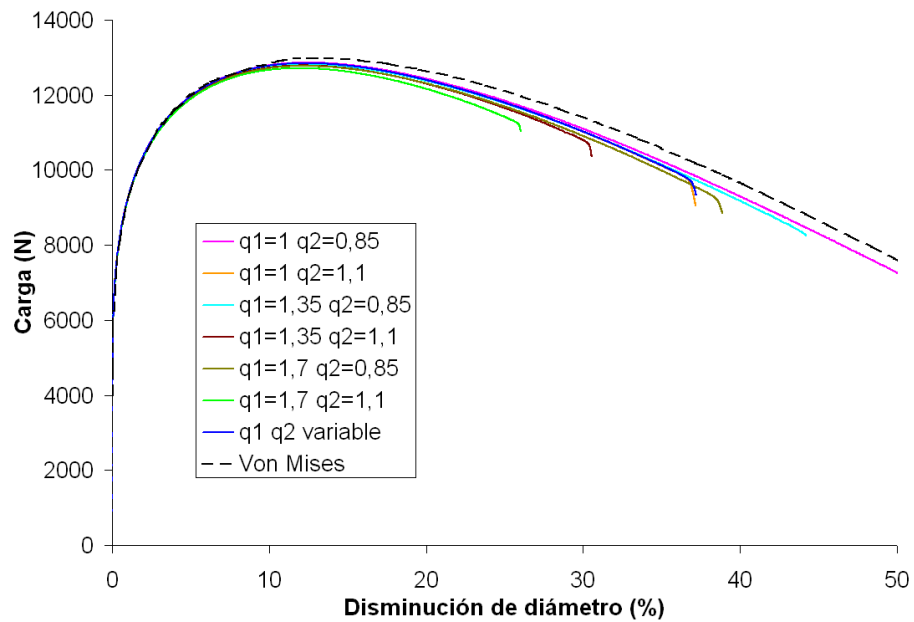


Figura 5.4: Curva Carga-Disminución de diámetro (%) para la probeta 2

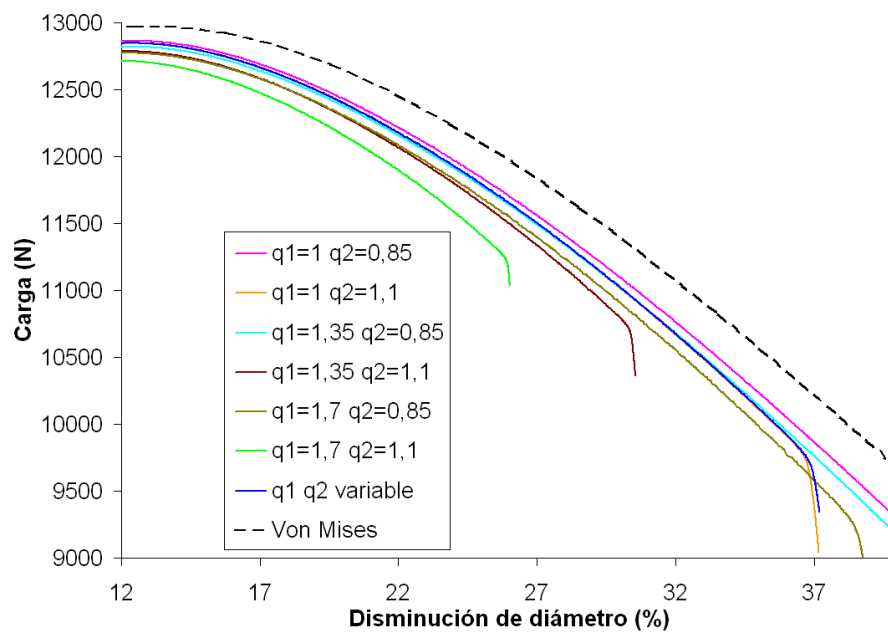


Figura 5.5: Curva detalle Carga-Disminución de (%) diámetro para la probeta 2

5.3.2. Curvas de tensión en dirección longitudinal (σ_z) frente a disminución de diámetro

En las figuras 5.6, 5.7 y 5.8 se observan las gráficas de (σ_z) frente a disminución de diámetro. Se muestran tres gráficas para los tres nodos de la figura 5.1, en las que se comparan las curvas del modelo GTN con valores de q_1 y q_2 constantes y del modelo de Von Mises, para las dos probetas.

En las gráficas 5.6, 5.7 y 5.8 se observa como las curvas del modelo Von Mises quedan bastante cerca a las curvas correspondientes del modelo GTN aunque en algunos casos la curva de Von Mises queda ligeramente por encima de la correspondiente curva del modelo GTN.

Además, se aprecia como para el nodo eje las curvas correspondientes a la probeta 1 quedan por encima de las curvas de la probeta 2, mientras que para el nodo a 2,14 mm esta tendencia se invierte y se incrementa más para el nodo entalla. Por ello se puede deducir que para la probeta 1 la σ_z máxima se produce en el nodo de la entalla, mientras que el valor va disminuyendo a medida que decrece la coordenada radial (r). Para la probeta 2 la tendencia es al contrario, de tal manera que la σ_z máxima se produce en el nodo eje y va disminuyendo a medida que crece la coordenada radial (r).

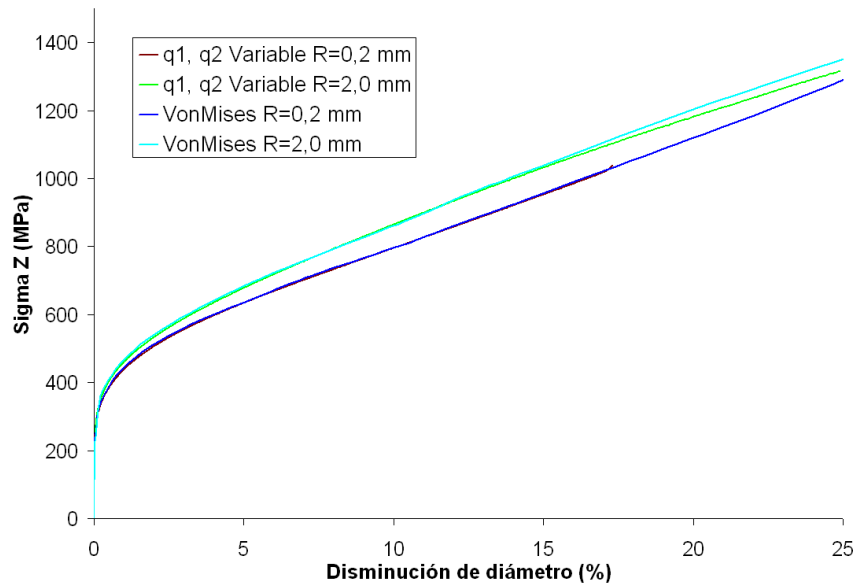


Figura 5.6: Curva Tensión en dirección longitudinal σ_z -Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo eje

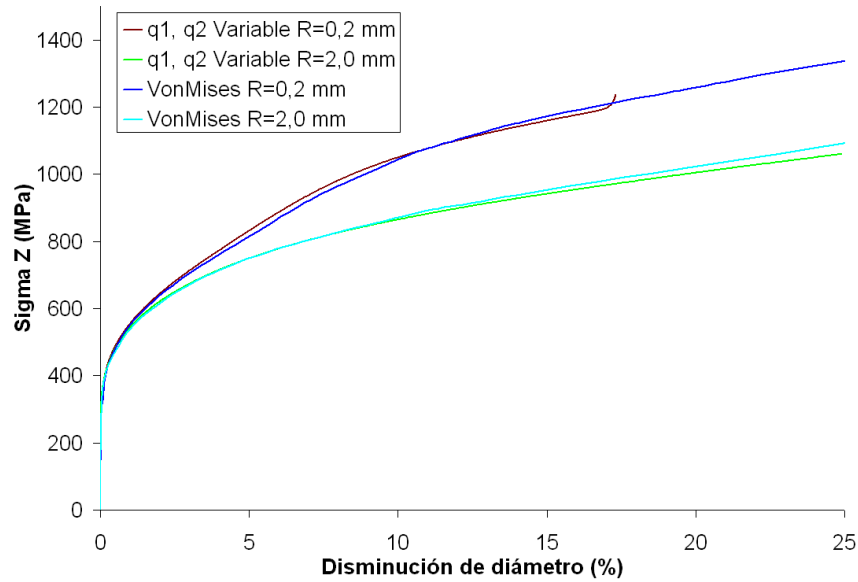


Figura 5.7: Curva Tensión en dirección longitudinal σ_z -Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo a 2,14 mm

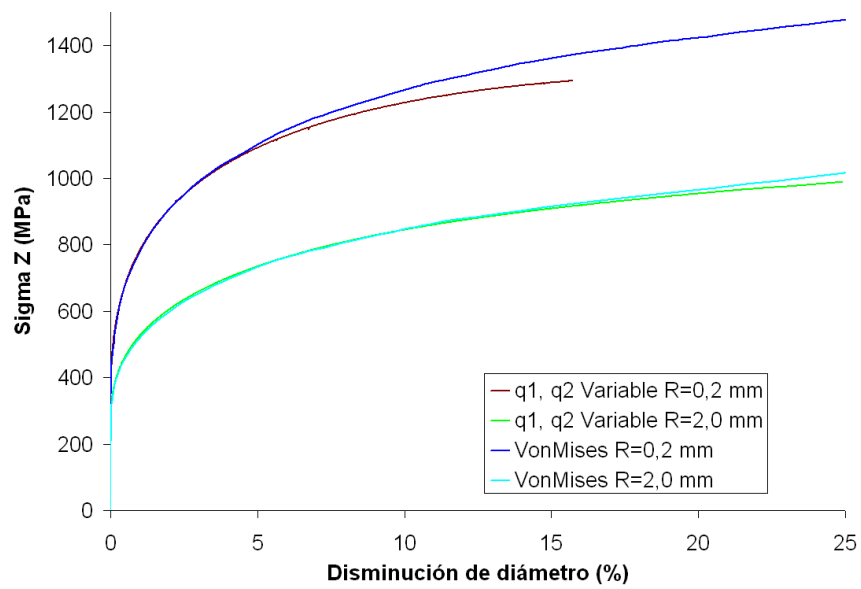


Figura 5.8: Curva Tensión en dirección longitudinal σ_z -Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nudo entalla

5.3.3. Curvas de deformación plástica equivalente ($\bar{\varepsilon}^p$) frente a disminución de diámetro

En las gráficas 5.9, 5.10 y 5.11 se representan las curvas de deformación plástica equivalente ($\bar{\varepsilon}^p$) frente a disminución de diámetro en % para los tres nodos descritos en la figura 5.1. Únicamente se representan las curvas obtenidas mediante el modelo de material de Von Mises y las del modelo GTN con q_1 y q_2 variable. Se aprecia como las curvas obtenidas con el modelo de Von Mises distan muy poco de las obtenidas con el modelo GTN. En la gráfica correspondiente a el nodo de entalla (figura 5.11) la curva de la probeta 1 queda por encima de la de la probeta 2, mientras que en las gráficas correspondientes a los otros dos nodos sucede lo contrario, hecho que coincide con los resultados obtenidos en las gráficas de σ_z . Además se puede deducir observando las tres gráficas que la deformación plástica equivalente es creciente con la coordenada radial (r) para las dos probetas siendo este hecho bastante más acusado para la probeta 1 que para la probeta 2. Este resultado también concuerda con los obtenidos de σ_z .

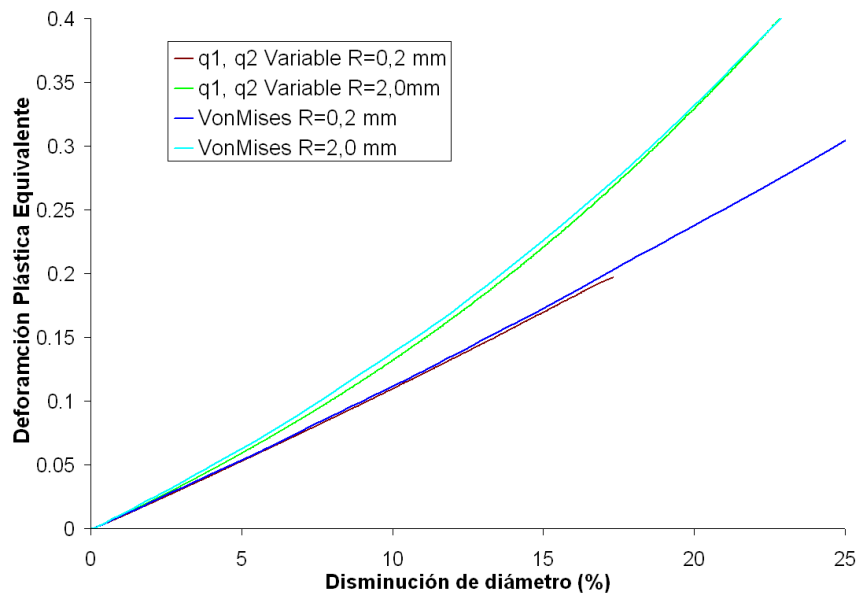


Figura 5.9: Curva Deformación plástica equivalente ($\bar{\varepsilon}^p$)-Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo eje

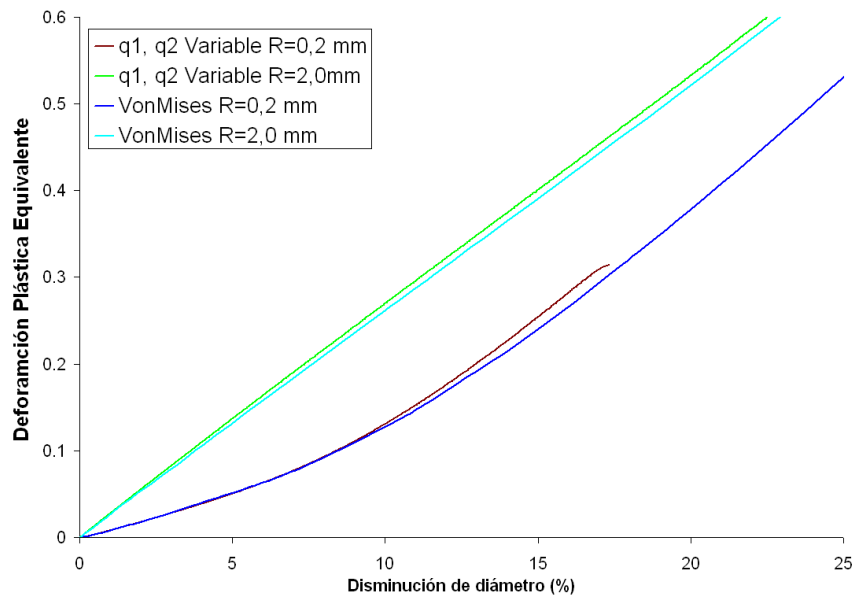


Figura 5.10: Curva Deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$)-Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo a 2,14 mm

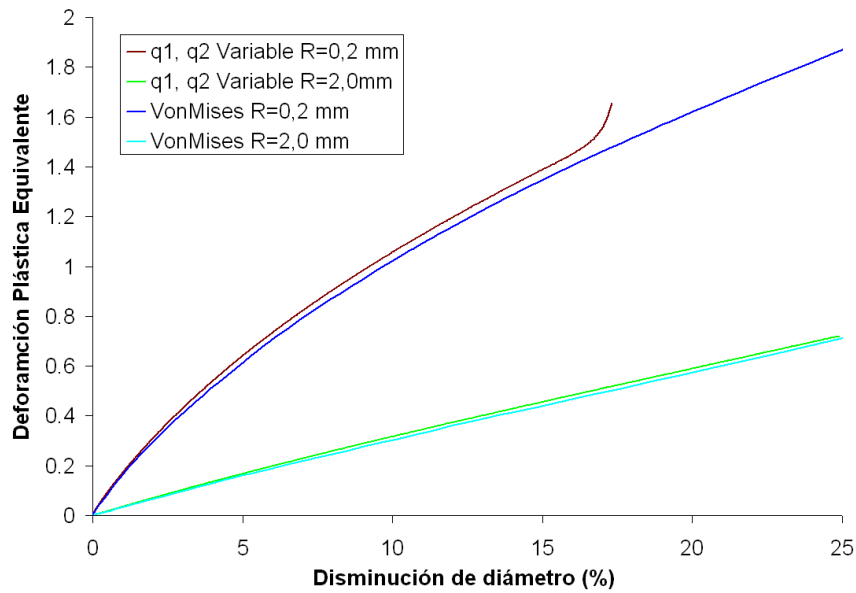


Figura 5.11: Curva Deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}^p$)-Disminución de diámetro (%) para las dos probetas en el Nodo Entalla

5.3.4. Curvas de daño o porosidad frente a disminución de diámetro

En este capítulo se muestran los resultados obtenidos de porosidad o daño para todas las simulaciones realizadas. Las gráficas 5.12, 5.13 y 5.14 corresponden a la probeta 1 mientras que las gráficas 5.15, 5.16 y 5.17 corresponden a la probeta 2. Si se comparan estas gráficas con las de carga desplazamiento se aprecia como guardan relación de modo que para la combinación de q_1 y q_2 que antes crece la porosidad ($q_1 = 1,7$ y $q_2 = 1,1$ para las dos probetas) también decrece antes la curva de carga-desplazamiento. La curva para la cual la porosidad crece menos con la disminución de diámetro ($q_1 = 1$, y $q_2 = 0,85$ para las dos probetas) también es la que decae más tarde en la curva de carga desplazamiento. Todas estas curvas de porosidad comienzan en un valor inicial de 0.005, valor tomado en este proyecto como f_0 .

También se aprecia en estas curvas que para la probeta 1 las curvas de porosidad que más crecen con la disminución de diámetro son las de el nodo entalla lo que quiere decir que para la probeta 1 la zona donde se inicia la rotura es la zona de la entalla. Sin embargo, para la probeta 2 el nodo con mayor crecimiento de porosidad frente a disminución de diámetro es el nodo eje por lo que para esta probeta la zona en la que comienza la rotura es la zona de eje axial de la probeta. Este hecho también concuerda con los resultados obtenidos en las curvas de σ_z y con los de deformación plástica equivalente.

Un aspecto muy importante es que para la probeta 2 la curva de q_1 y q_2 variable se ajusta mucho a la curva de $q_1 = 1$ y $q_2 = 1,1$ y a la de $q_1 = 1,7$ y $q_2 = 0,85$ mientras que para la probeta 1 las curvas de porosidad de q_1 y q_2 variable es muy similar a la de $q_1 = 1$ y $q_2 = 1,1$, pero la de $q_1 = 1,7$ y $q_2 = 0,85$ queda muy lejos, lo que constata la dependencia de los parámetros de ajuste óptimos con la triaxialidad.

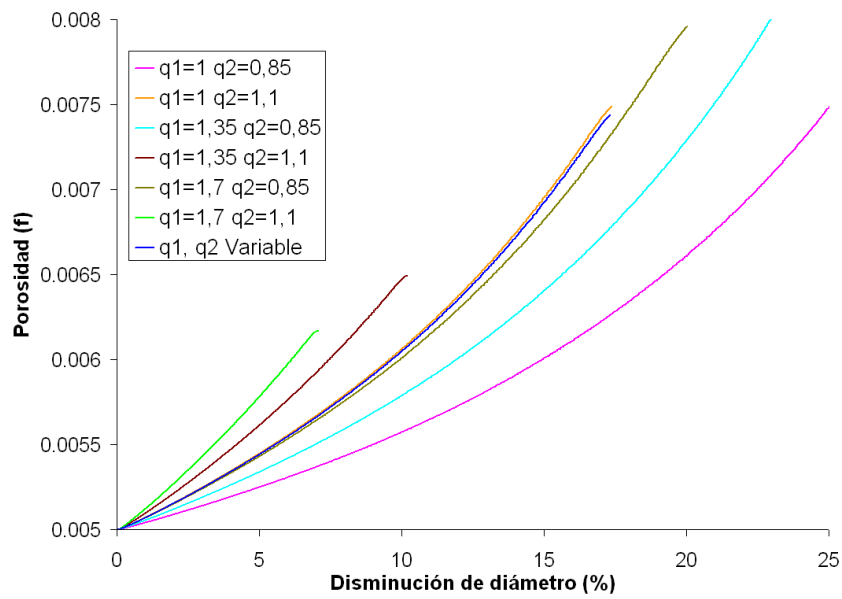


Figura 5.12: Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 en el Nodo Eje

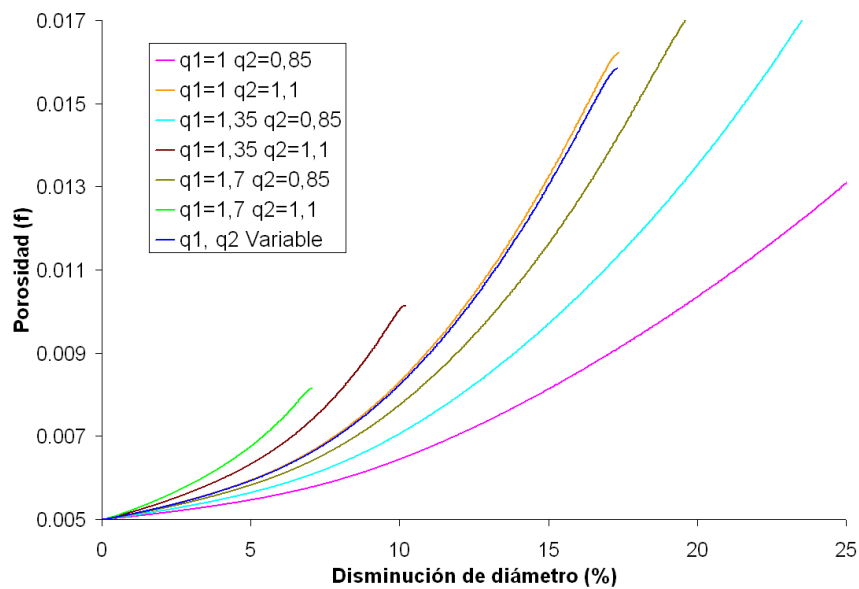


Figura 5.13: Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 en el Nodo a 2,14 mm

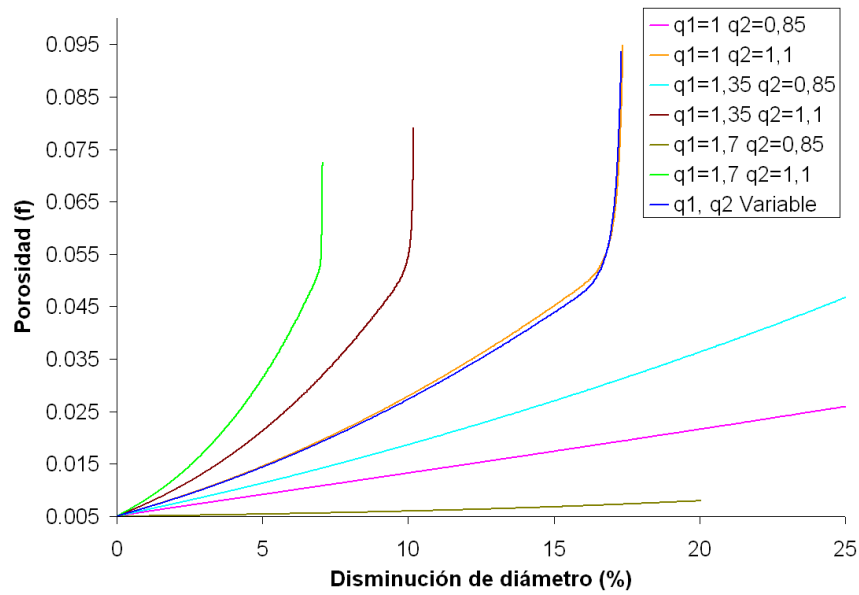


Figura 5.14: Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 1 en el Nodo Entalla

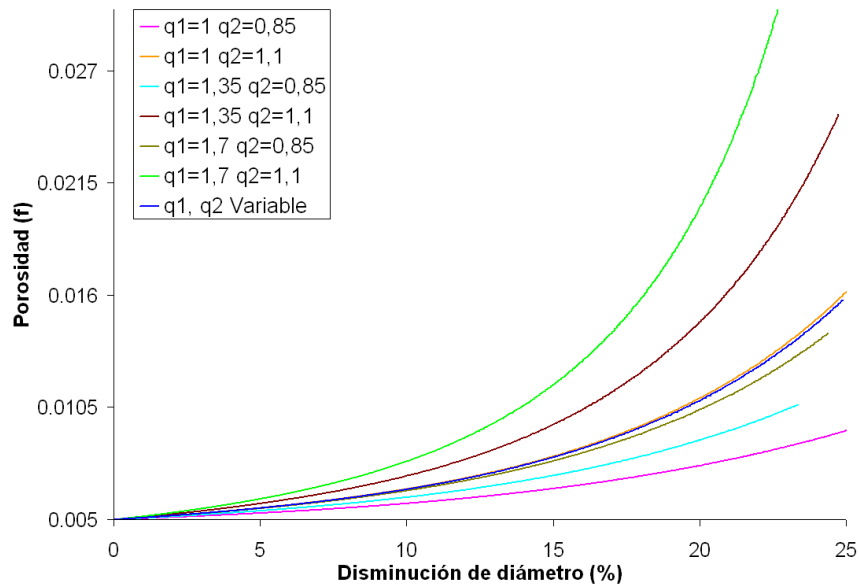


Figura 5.15: Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 en el Nodo Eje

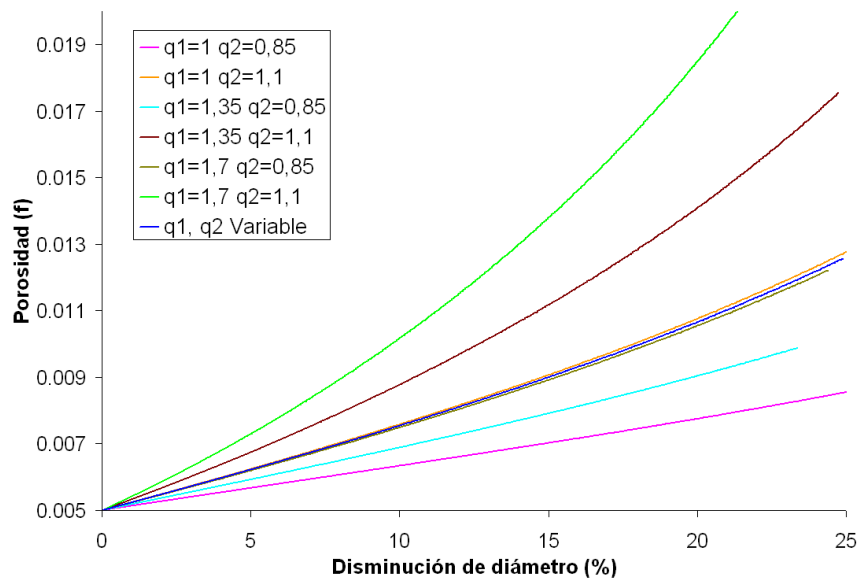


Figura 5.16: Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 en el Nodo a 2,14 mm

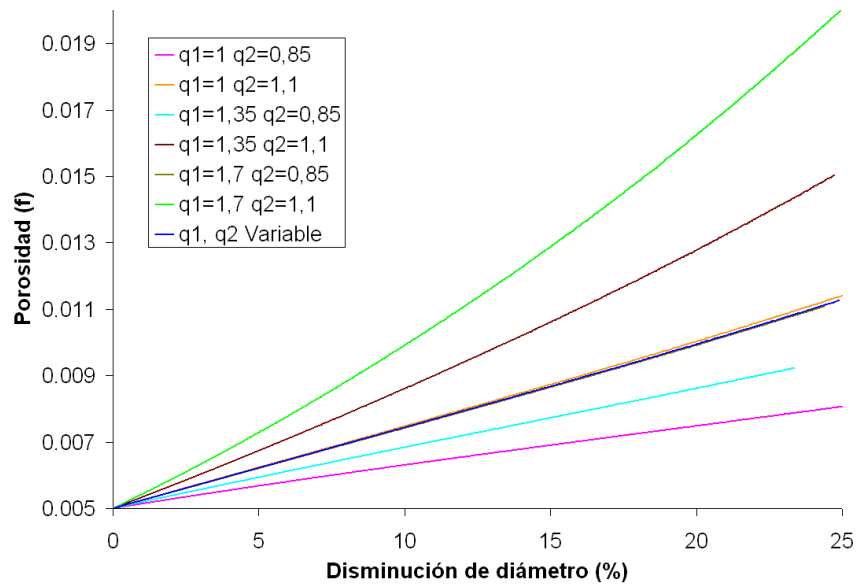


Figura 5.17: Curva Daño o Porosidad f -Disminución de diámetro (%) para la probeta 2 en el Nodo Entalla

5.4. Mapas de tensión

En este apartado se muestran los mapas de tensión equivalente de Von Mises para las dos probetas estudiadas en este proyecto. Las simulaciones a partir de las cuales se han obtenido los resultados que vamos a mostrar a continuación se han realizado con el modelo de material de Von Mises. Lo más adecuado para este proyecto sería obtener los mapas de triaxialidad, pero el programa de elementos finitos no permite esa opción. Por ello se representan mapas de tensión equivalente de Von Mises ya que nos da una idea de la variabilidad del campo tensional y por tanto de la triaxialidad. Estos mapas se muestran para valores aproximados de disminución de diámetro de múltiplos de 5 expresado en %.

En la parte superior izquierda de estas figuras aparece un cuadro con las tensiones correspondientes a los colores del mapa. Se debe aclarar que estos cuadros de tensión correspondiente al color no son iguales para todas las figuras, por lo que cada figura tiene su propio rango de colores. Esto es debido a que la tensión máxima a la que se llega en el estado de carga de esa imagen se le asigna el color rojo y a partir de ese punto se va disminuyendo la tensión con el resto de los colores. Las unidades de las tensiones que aparecen en estos cuadros están expresadas en MPa

5.4.1. Mapas de tensión para la probeta 1

En este apartado se muestran los mapas de tensión equivalente de Von Mises para la probeta 1 ($r = 0,2 \text{ mm}$). En estas imágenes se aprecia como la tensión máxima aparece en el fondo de la entalla debido a la concentración de tensiones de esta probeta en dicha zona.

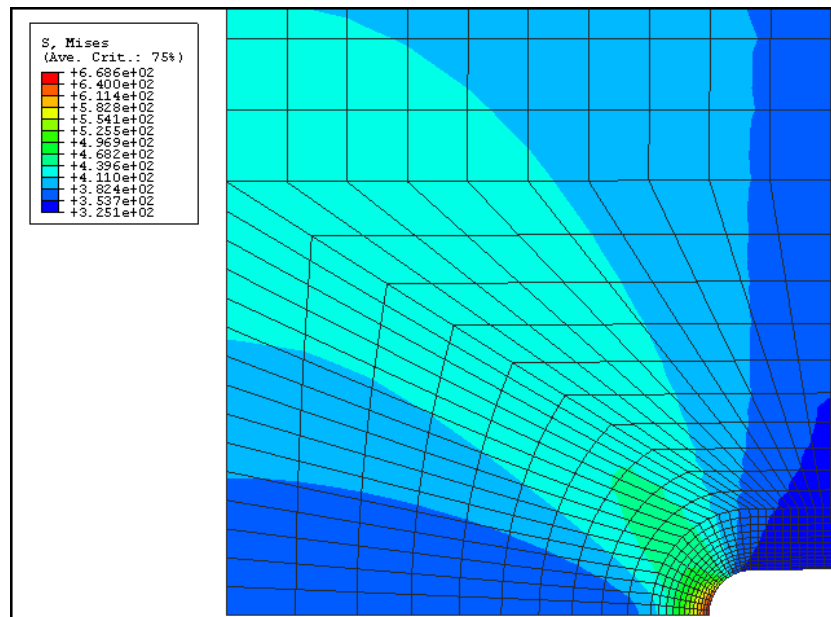


Figura 5.18: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 0,93 % para la probeta 1

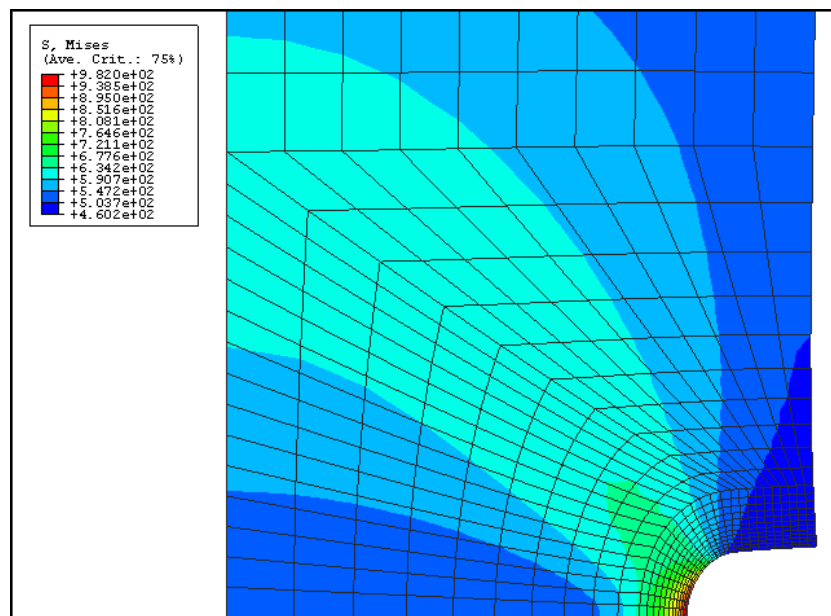


Figura 5.19: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 4,49 % para la probeta 1

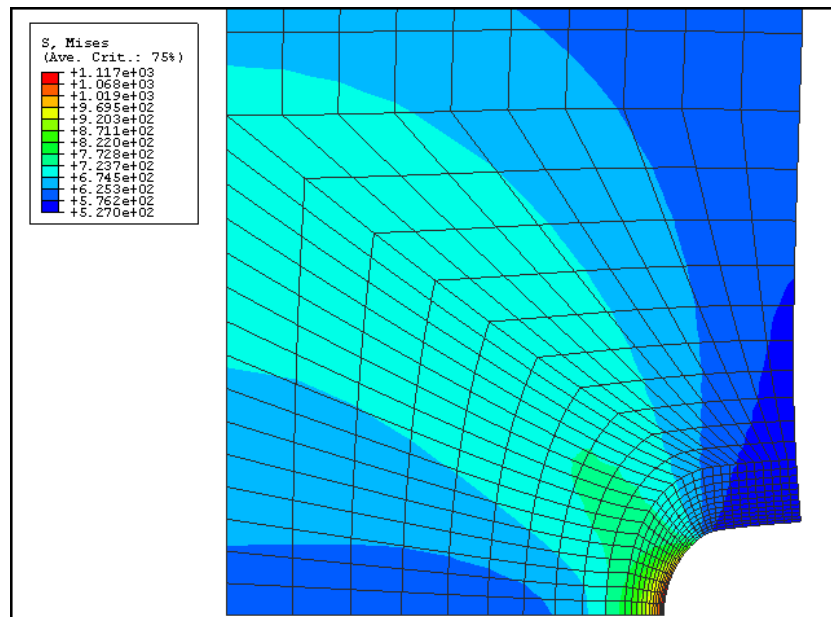


Figura 5.20: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 10,23 % para la probeta 1

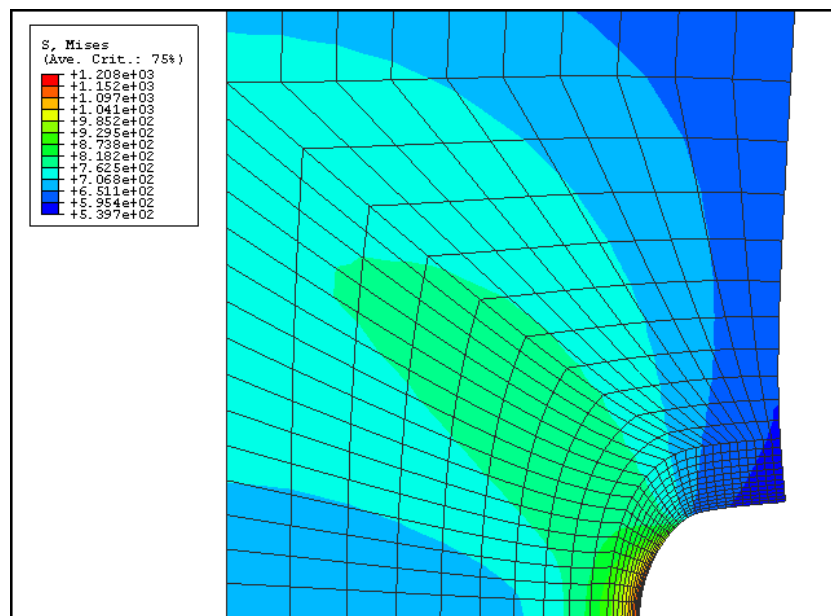


Figura 5.21: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 15,18 % para la probeta 1

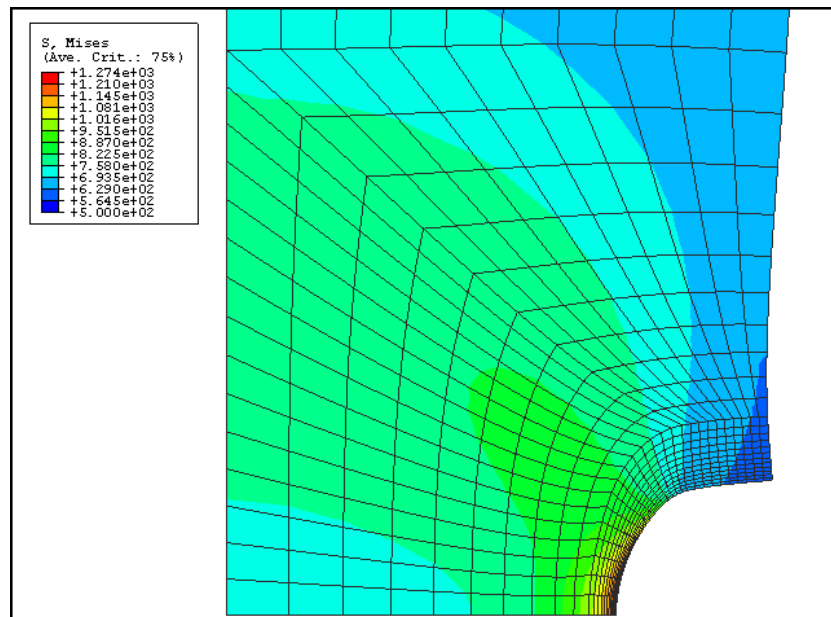


Figura 5.22: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 20 % para la probeta 1

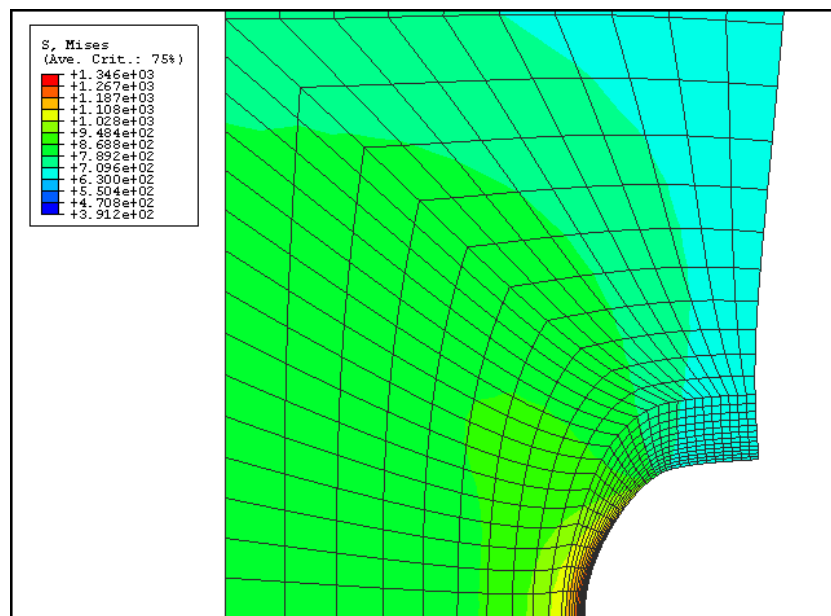


Figura 5.23: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 26,25 % para la probeta 1

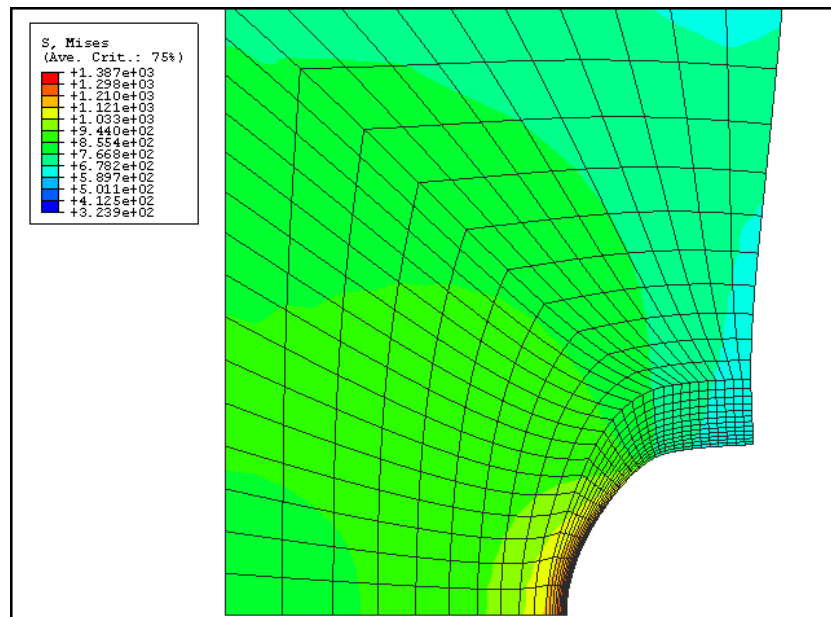


Figura 5.24: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 29,96 % para la probeta 1

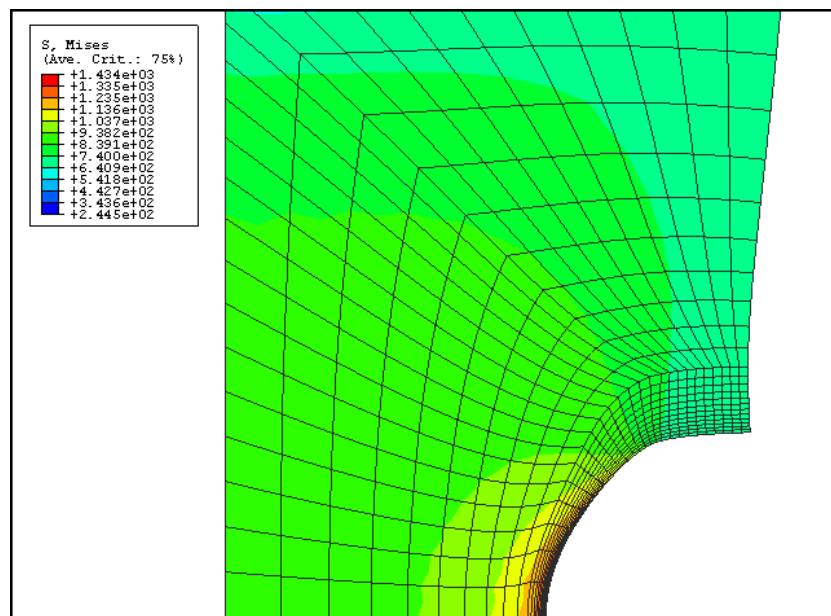


Figura 5.25: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 34,17 % para la probeta 1

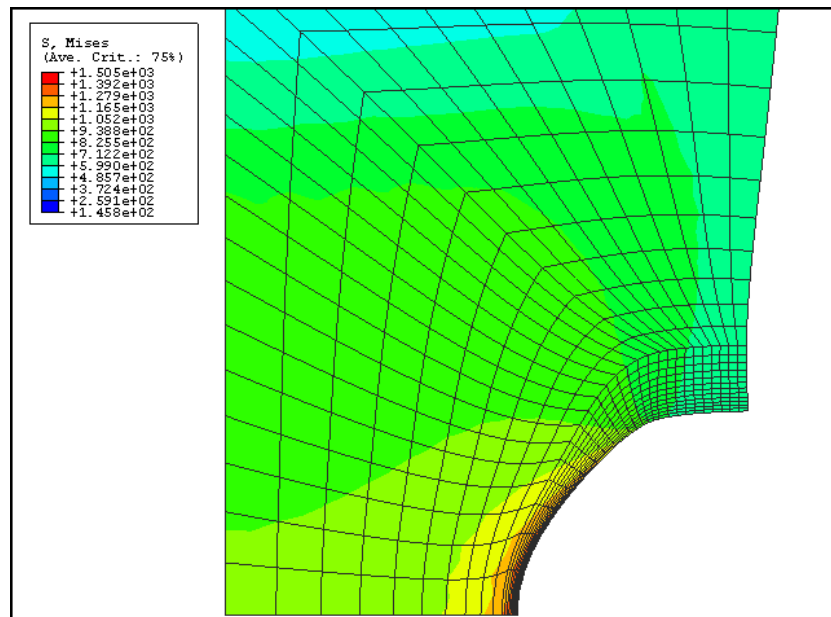


Figura 5.26: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 40,08 % para la probeta 1

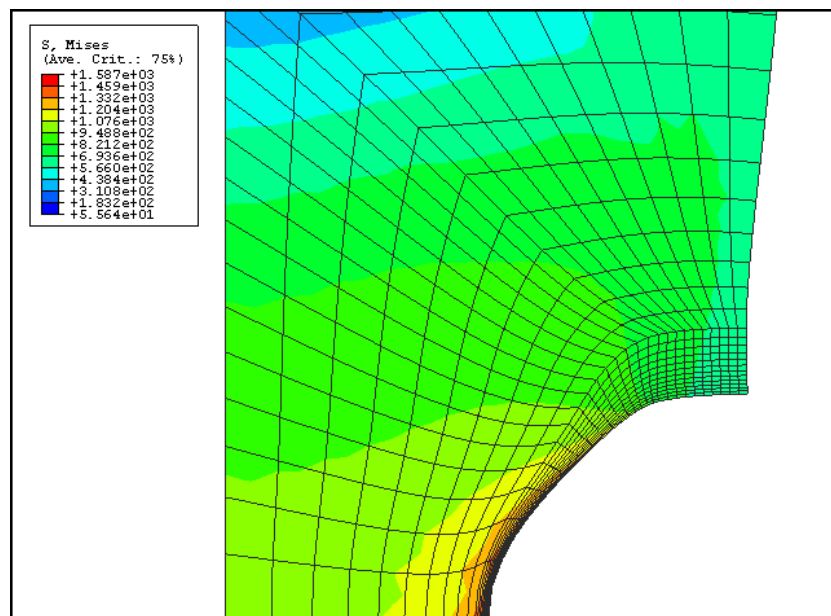


Figura 5.27: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 45,95 % para la probeta 1

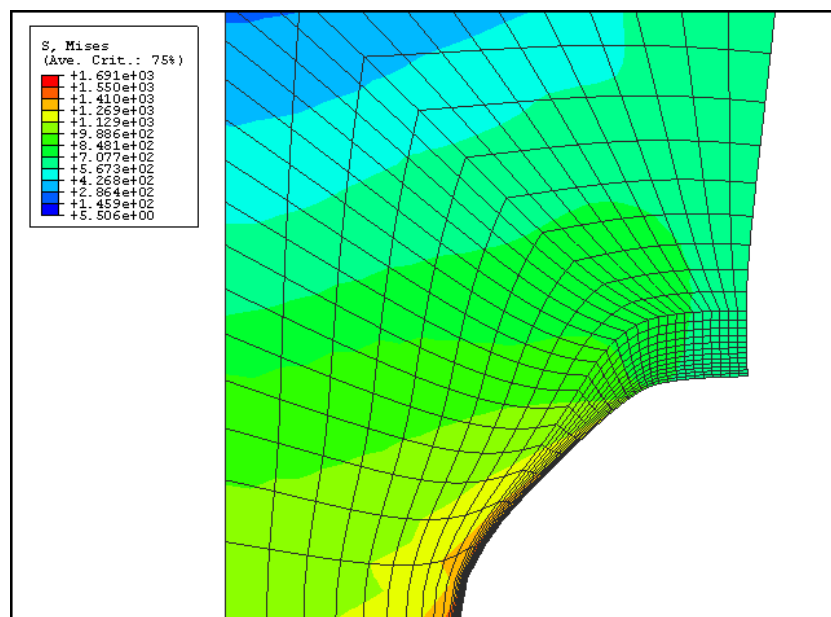


Figura 5.28: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 51,81 % para la probeta 1

5.4.2. Mapas de tensión para la probeta 2

En este apartado se representan los mapas de tensión equivalente de Von Mises para diferentes estados de carga de la probeta 2 ($r=2$ mm). Se aprecia como, al igual que para la probeta 1, aparece el fenómeno de concentración de tensiones, pero de manera menos acusada ya que el radio de entalla de esta probeta es mayor.

También se aprecia como la tensión máxima para todos los casos de misma disminución de diámetro es mayor en la probeta 1 que en la probeta 2. Esto también es debido a la mayor concentración de tensiones en la probeta 1 que en la probeta 2.

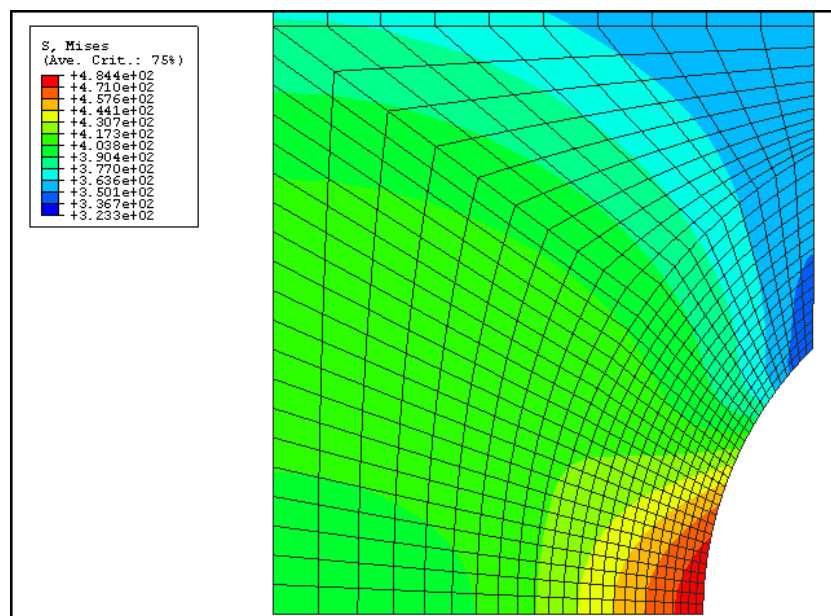


Figura 5.29: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 1,12 % para la probeta 2

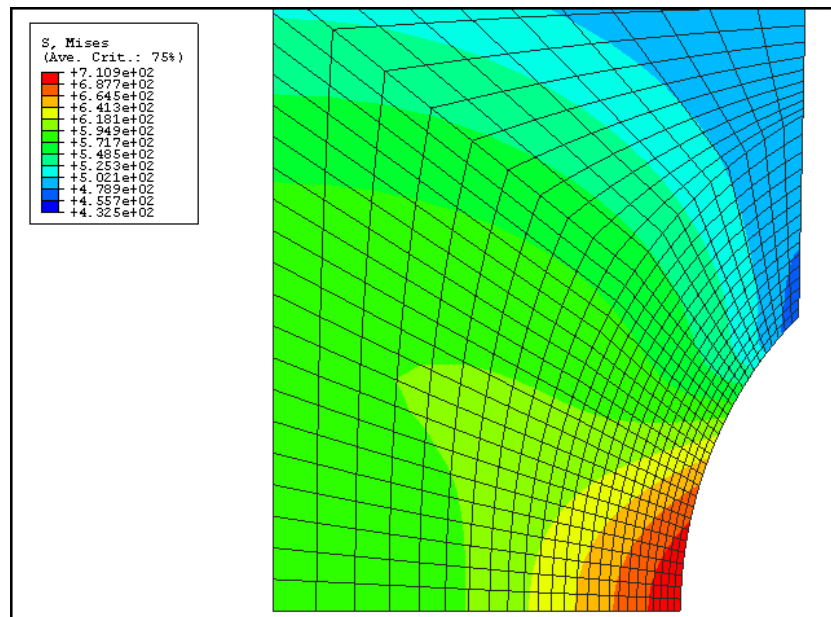


Figura 5.30: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 6,3 % para la probeta 2

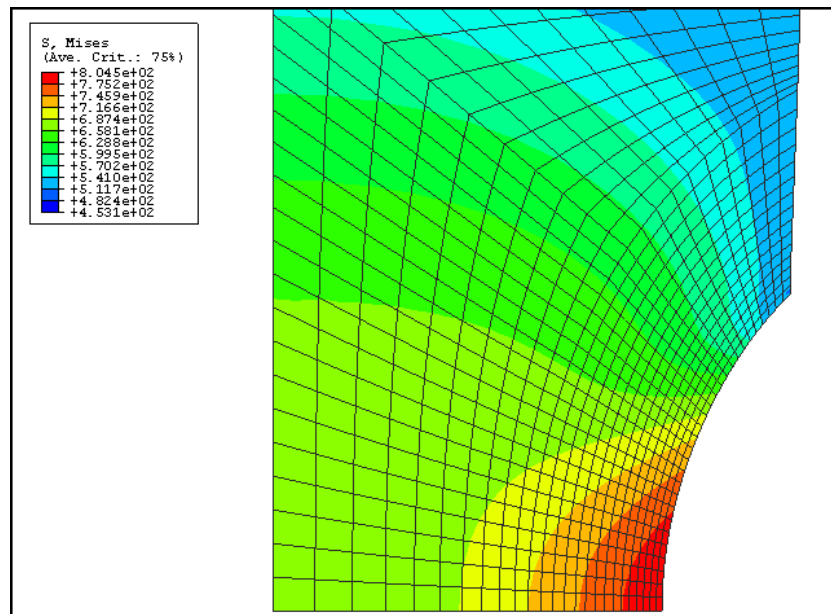


Figura 5.31: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 10,58 % para la probeta 2

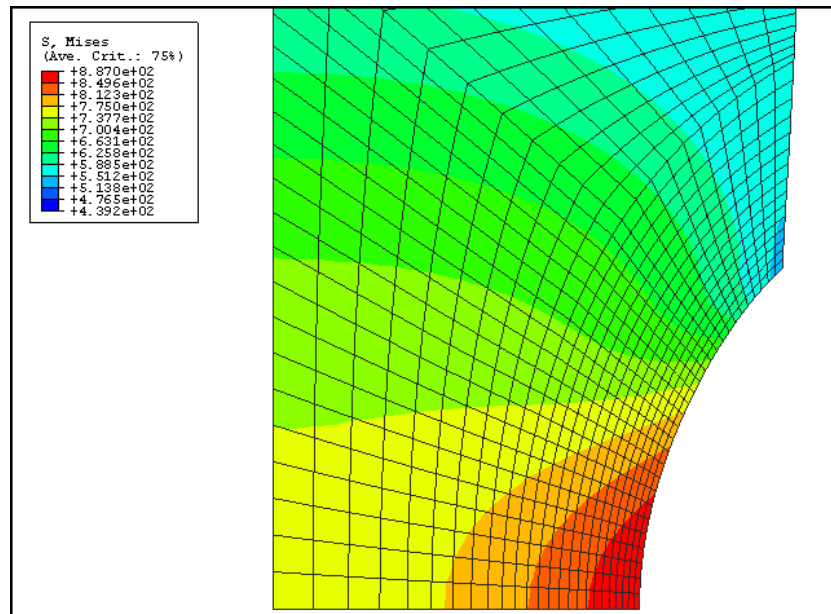


Figura 5.32: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 15,77 % para la probeta 2

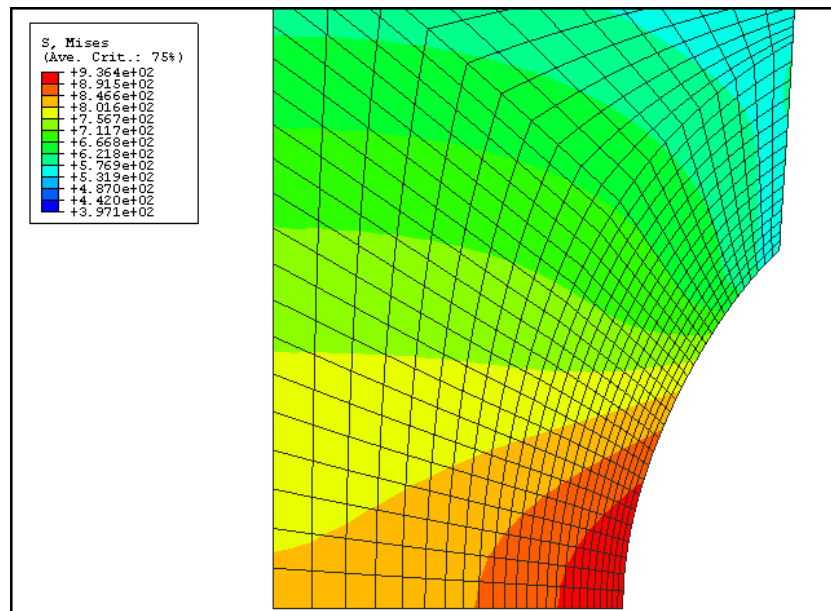


Figura 5.33: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 19,56 % para la probeta 2

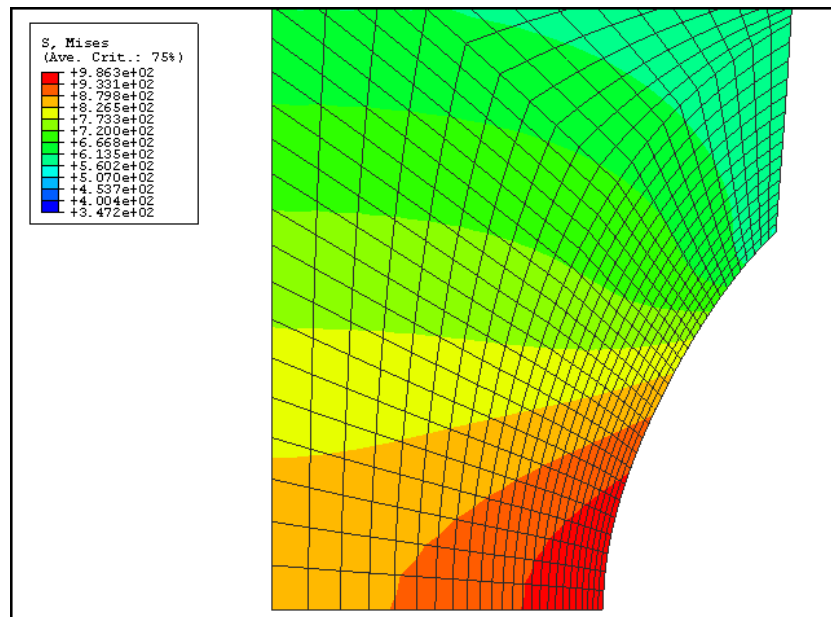


Figura 5.34: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 23,82 % para la probeta 2

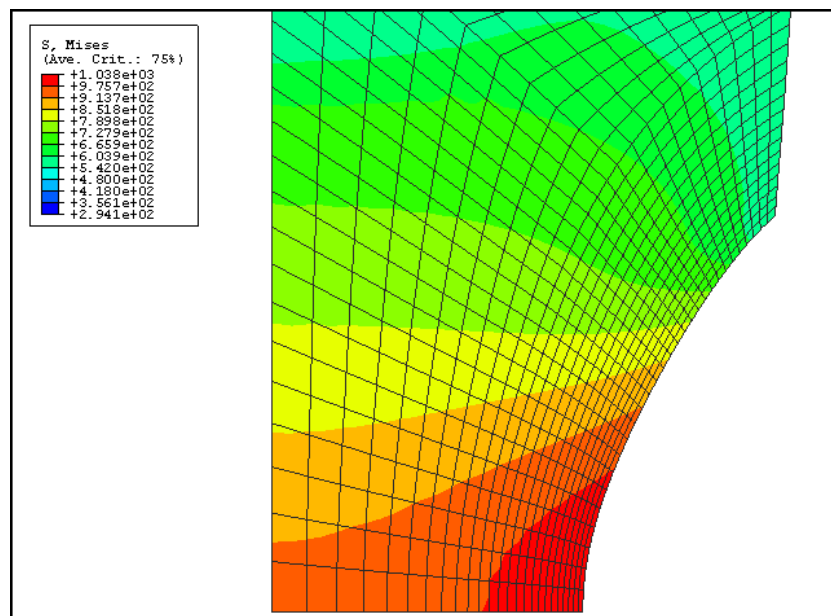


Figura 5.35: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 28,5 % para la probeta 2

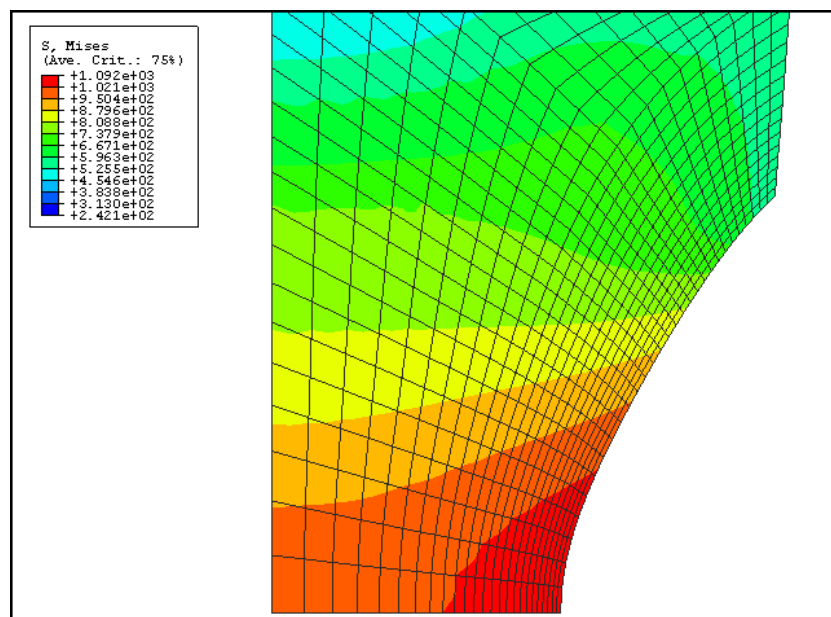


Figura 5.36: Mapa de tensiones correspondiente a una disminución de diámetro del 33,55 % para la probeta 2

CAPÍTULO 6

Conclusiones y futuros desarrollos

6.1. Conclusiones

El objetivo de este trabajo ha consistido en observar la dependencia con la triaxialidad de los parámetros q_1 , q_2 del modelo GTN. Para ello se han simulado dos probetas de distinta geometría, y por tanto distinta triaxialidad, de dos formas diferentes:

- Utilizando un modelo GTN con parámetros q_1 y q_2 constantes.
- Utilizando un modelo GTN con parámetros variables y dependientes de la triaxialidad.

La modelización se ha llevado a cabo con el método de elementos finitos, en el programa comercial ABAQUS y utilizando una subrutina de usuario implementada en FORTRAN.

Tras la obtención de información relativa al estado tensional, deformacional y de evolución del daño de ambas probetas, podemos concluir que para la curva de tensión-disminución de diámetro el modelo con parámetros variables toma valores intermedios a los dados por parámetros constantes. Observamos en la curva daño-disminución de diámetro como el resultado de parámetros constantes que se aproxima mejor al variable depende de la geometría. Esto coincide con el hecho experimental de valores óptimos de parámetros constantes diferentes para diferentes geometrías.

6.2. Futuros desarrollos

- Ampliar el estudio a nuevos valores de daño inicial f_0 diferentes al elegido en este proyecto.
- Realizar el trabajo para otros materiales y así ver nuevas dependencias de los parámetros con la triaxialidad.
- Realizar ensayos experimentales y comparar los resultados obtenidos con dichos ensayos a los obtenidos en las simulaciones.
- Ampliar el estudio a condiciones dinámicas, en las que por tanto se incluya la influencia de la temperatura y la velocidad de deformación en el modelo.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Juan Carlos Arroyo Alonso. *Aplicabilidad de modelos de daño al análisis de problemas de rotura dúctil*. Tesis doctoral UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID, 2003.
- [2] Norman E. Dowling. *Mechanical Behavior of Materials. Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue, Secon Edition*. Prentice Hall, 1998.
- [3] Rocio Vadillo García. *Simulación de ensayos de tracción sobre materiales dúctiles*. Proyecto fin de carrera UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID, Diciembre 2000.
- [4] G. Vadillo Martín J. Fernandez-Sáez. Estudio preliminar del modelo de gursón con parámetros dependientes de la triaxialidad. In *Anales de la mecánica de fractura Vol 1*, pages 201–206, 2006.
- [5] Hibbit Karlson, Sorensen. *ABAQUS 6.4*. Inc, Pawtucket, 2003.
- [6] Thomason P.F. *Ductile Fracture of Metals*. Pergamon Press, Oxford, 1990.
- [7] P.D. Nicolaou S.L. Semiatin. Modeling of void growth in ductile solids: effects of stress triaxiality and initial porosity. In *Engineering Fracture Mechanics*, pages 379–400. Pregamon Press, 2004.
- [8] Inés Peñuelas Sánchez. *Influencia de la constricción en el comportamiento a fractura de uniones soldadas*. Tesis doctoral UNIVERSIDAD DE OVIEDO, Noviembre 2004.

- [9] K. Kim X. Gao, T.S Srivatsan. An experimental and theoretical investigation of the influence of stress state on cavitation during hot working. In *Engineering Fracture Mechanics*, 71, pages 613–623. Pergamon Press, 2003.
- [10] Lee Yung-Li. *Fatigue testing and analysis : theory and practice*. Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.